



Qualification multi-critères des gammes d'usinage : application aux pièces de structure aéronautique en alliage Airware®

Sami Hassini

► To cite this version:

Sami Hassini. Qualification multi-critères des gammes d'usinage : application aux pièces de structure aéronautique en alliage Airware®. Génie mécanique [physics.class-ph]. Université Blaise Pascal - Clermont-Ferrand II, 2015. Français. NNT : 2015CLF22587 . tel-01248252

HAL Id: tel-01248252

<https://theses.hal.science/tel-01248252>

Submitted on 4 Jan 2016

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

N° ordre : 2587

EDSPIC : 703

Université BLAISE PASCAL - Clermont II

Ecole Doctorale

Sciences pour l'Ingénieur de Clermont Ferrand

Thèse

Présentée
pour obtenir le grade de :

Docteur d'université

Spécialité : Génie Mécanique

par

Sami HASSINI

Qualification multi-critères des gammes d'usinage :

Application aux pièces de structure aéronautique en alliage Airware[®]

Soutenue publiquement le 07/07/2015

Devant le jury :

M. Gilles DESSEIN	Professeur des Universités, ENI de Tarbes	Rapporteur
M. Henri PARIS	Professeur des Universités, Université J. Fourier de Grenoble	Rapporteur
M. Jean Yves HASCOET	Professeur des Universités, École Centrale de Nantes	Président
Mme. Katia MOCELLIN	Maître de Recherche, HDR, Mines Paritech, CEMEF	Examineur
Mme. Myriam BOUET-GRIFFON	Chef de projet R&D, Constellium Technology Center	Invité
M. Emmanuel DUC	Professeur Université, IFMA	Codirecteur de thèse
Mme. Helene CHANAL	Maître de Conférences, HDR, IFMA	Codirecteur de thèse

Je dédie ce travail à la mémoire de mon père qui de par son expérience de tourneur/fraiseur a su me donner le goût de l'usinage pour que je devienne aujourd'hui un docteur en usinage.

Les travaux de recherche présentés dans ce mémoire ont été effectués à l'Institut Pascal de Clermont-Ferrand (UMR CNRS/UBP/IFMA 6602) au sein de l'Institut Français de Mécanique Avancée, dans le cadre du Projet OFELIA. À l'issue de ce travail, je souhaite remercier toutes les personnes qui, de près ou de loin, m'ont aidé dans la réalisation de cette thèse durant ces quatre années.

Je tiens en tout premier à remercier à mon équipe encadrante. Je remercie Emmanuel DUC de m'avoir proposé ce sujet de thèse, d'avoir eu confiance en moi et d'avoir su me faire développer et exploiter aux mieux mes qualités. En plus de ses compétences scientifiques, sa rigueur, sa bonne humeur et son écoute m'ont permis de surmonter cette thèse et d'apprendre beaucoup. Je dois également beaucoup à Mme Hélène Chanal, qui, à force de persévérance à réussi me transmettre la rigueur nécessaire à la réussite d'une thèse.

Je tiens à remercier M. Jean Yves HASCOET, Professeur des Universités à l'école Centrale de Nantes de l'honneur qu'il me fait en présidant ce jury de thèse. J'exprime toute ma gratitude à M. Gilles DESSEIN, Professeur des Universités à l'ENI de Tarbes et M. Henri PARIS Professeur des Universités à l'Université J. Fourier de Grenoble, d'avoir accepté d'examiner cette thèse et d'avoir eu la patience de lire avec attention ce manuscrit. Je remercie aussi Mme. Katia MOCELLIN, Maître de Recherche, au CEMEF, École nationale supérieure des Mines Paritech de Sophia Antipolis et Mme. Myriam BOUET-GRIFFON, Chef de projet R&D chez Constellium Technology Center d'avoir accepté de faire partie de mon jury.

J'associe à mes remerciements aux différents acteurs du projet OFELIA qui ont contribué à sa réussite : Anne PICHAT et Sylvie ARSENE (Constellium C-TEC), Ludovic BOURGEON et Arnaud BLANCKAERT (Aubert&Duval Isoire), Abel KHAMALLAH (Constellium Isoire), Arnaud BOIVIN (Rexiaa), Michèle PIJOLAT (SPIN) et Xavier Cerutti (CEMEF). Je tiens à remercier ce dernier pour avoir partagé ses connaissances sur la modélisation et la compréhension des phénomènes générateurs de déformation durant l'usinage.

Je remercie Arnaud VISSIO et Vincent WAGNER qui ont débuté le projet OFELIA avec moi avant de partir vers d'autres horizons, leurs patiences, leurs conseils et leurs rigueurs auront su me faire d'évoluer de l'ingénieur sortie d'École en un docteur un peu plus organisé et structuré.

Je n'oublie pas de remercier la "Team CTT" composé d'Adrien, Arthur, Bernard, Christophe, Clément, Julien, Nicolas, Patrice qui ont su m'accueillir au sein de l'atelier et d'enrichir mes compétences en usinage.

Je remercie aussi la "2MA Team" avec Delphin, Delphine, José, Kévin, Sarah, Stéphane pour leurs expériences professionnelles, les pauses détentes et plus particulièrement la participation aux matchs de soccer, maintenant à vous de prendre la suite pour l'organisation des matchs.

Je ne saurais oublier bien sûr, l'ensemble des personnes qui font parties de l'IFMA dont leurs patiences, disponibilités et bonne humeur m'ont été précieux. Merci à Benoît, Bruno, Caroline, Chedhli, Laurent, Jérôme, Nicolas, Michel, Séverine, Sylvain, Thierry, Jacqueline, Marion, Claudette, Malika, Christian, Gabin, Gilles, Roumar, Saaïd, Christophe, Frédéric,

Julien, Marie, Olivier, Romain, Véronique ainsi qu'à l'ensemble du personnel de l'accueil, du patrimoine, du CRI et du SERI.

Je tiens également à remercier de mes collègues doctorants d'avoir été la soupape de sécurité pour décompresser lors des diverses pauses, expéditions en Auvergne ou les multiples apéros clermontois ayant fait de ces quatre ans de thèse à Clermont Ferrand un instant agréable. Merci à Adel, Akram, Bassem, Aurélie et Bastien, Benjamin, Benoît, Cécile, Charles, Georges et Delphine, Fidèle, Guillaume, Hendriko, José, Julien, Kévin, Ksenya, Laurent, Lazher, Maïté, Nadège, Nathalie, Noémi, Nicolas, Richard, Romain, Seifeddine, Simon et tous les autres doctorants que j'ai pu croiser.

Et pour finir, comment pourrais je ne pas remercier ma mère qui à parfumé le CTT avec la bonne odeur de son couscous, ma sœur Awatef et mes frères Mehdi et Ouisssem, la belle famille Camille et Jérôme pour leur confiance, leur soutien et qui m'ont permis de continuer mes études jusqu'à mon doctorat. Je tiens à leur faire part de toute l'estime et la reconnaissance que j'ai pour eux et je leur dis "Merci" pour tout ce que vous avez fait pour moi.

Table des matières

Table des matières	7
Table des illustrations	11
Index des tableaux	17
Introduction	19
CHAPITRE 1 : Contexte général et positionnement	23
1 Problématique de l'industrie aéronautique	23
2 Un nouvel alliage d'aluminium : AIRWARE®	26
3 Projet OFELIA.....	28
4 Nos travaux dans le cadre du projet OFELIA	33
4.1 Comportement mécanique de la pièce durant l'usinage	33
4.2 Modélisation de la gamme d'usinage	35
5 Problématique scientifique	35
CHAPITRE 2 : Déformations induites lors de l'usinage.....	39
1 Définition et origines des contraintes résiduelles.....	39
1.1 Définition.....	39
1.2 Les origines des contraintes résiduelles	42
1.3 Description des procédés de mise en forme dans notre cas d'étude.....	43
1.4 Évaluation de la répartition des contraintes résiduelles.....	45
1.5 Conclusion.....	47
2 Modélisation mécanique de la scène d'usinage	47
2.1 Modèle géométrique de la Cellule Élémentaire d'Usinage	48
2.2 Modélisation du bridage.....	49
2.2.1 Différentes fonctions du bridage	49
2.2.2 Optimisation du bridage.....	51
2.3 Modélisation de la coupe	53
2.3.1 Modélisation de l'effort de coupe	53
2.3.2 Phénomène thermique durant l'usinage.....	61

2.3.3	Phénomènes vibratoires durant l'usinage	63
2.4	Bilan des actions exercées sur la pièce durant l'usinage	64
3	Évolution des contraintes internes durant l'usinage	65
4	Évaluation expérimentale de la déformation des pièces académiques.....	70
4.1	Conception d'une campagne d'essais pour la pièce académique	72
4.2	Processus expérimental.....	75
4.3	Étude de la première géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM01.....	78
4.4	Influence de la géométrie des essais sur la déformation globale	82
4.5	Seconde géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM14	90
4.6	Troisième géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM15.....	97
4.7	Conclusion sur les essais sur la géométrie académique	106
5	Évaluation expérimentale de la déformation des pièces semi-industrielles (BAG)....	106
5.1	Conception de la pièce d'essais semi-industrielle	107
5.2	Processus expérimental.....	108
5.3	Étude de la géométrie : BAG – GEOM01	110
5.4	Conception d'une géométrie d'essais sous contrainte de garantir une déformation globale	114
5.5	Étude de la géométrie : BAG – GEOM10.....	118
5.6	Déploiement des essais en situation industrielle	130
5.7	Étude du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage	134
5.8	Conclusion sur les essais sur la géométrie semi-industrielle.....	137
6	Conclusion et règles de bonne usinabilité	138
CHAPITRE 3 : Gammes d'usinage et modélisation des états intermédiaires de la pièce....		141
1	Problématique.....	141
2	Génération automatique de gammes	144
2.1	Reconnaissance d'entités	145
2.2	Méthodologie pour générer une gamme	148
2.3	Choix des outils et des conditions d'usinage	149
2.4	Optimisation d'une gamme	152

2.5	Problématique	154
3	Modélisation du temps d'usinage	155
3.1	Évaluation de la longueur du trajet.....	156
3.2	Modélisation des entités pour l'optimisation de gammes.....	158
3.3	Validation sur différents cas	167
3.4	Prise en compte du comportement cinématique de la machine	169
4	Modélisation de la déformation	171
5	Modélisation du recyclage	172
6	Modèle complet	175
7	Stratégie d'optimisation.....	176
7.1	Optimisation du temps d'usinage	176
7.2	Maximiser le débit copeau moyen.....	176
7.3	Sélection des conditions de coupe optimales.....	178
7.4	Processus de sélection des outils	179
7.5	Optimisation de gammes de fabrication	180
8	Prise de décision multi-critères	180
9	Développements informatiques.....	181
9.1	Programmation dans CATIA V5.....	182
9.2	Logiciel OFELIA.....	188
9.3	Interactions entre logiciels	195
10	Feuille de calcul pour les conditions de coupes et choix outils	196
11	Conclusion	200
	Conclusions et perspectives	201
	Références bibliographiques	205

Table des illustrations

Figure 1.1 : Développement du trafic aérien sur la période 2013-2033 [Airbus, 2014]	23
Figure 1.2 : Part des pièces en aluminium dans les programmes aéronautiques modernes [Airbus, 2014] [Boeing, 2006]	24
Figure 1.3 : Performances de différentes machines utilisables industriellement.....	25
Figure 1.4 : Développements des alliages à base de lithium, [Eswara Prasad et al., 2013] ..	27
Figure 1.5 : Cadre du projet OFELIA sur la production de pièces en alliage d'aluminium	29
Figure 1.6 : Interaction entre les tâches du projet OFELIA	33
Figure 1.7 : Déformation de pièce industrielle après débridage	34
Figure 2.1 : Contraintes résiduelles [Barralis et al., 1999].....	41
Figure 2.2 : Illustration des trois catégories de contraintes résiduelles [Barralis et al., 1999]	41
Figure 2.3 : Interdépendance entre les différents états du matériau [Barralis et al., 1999] ...	43
Figure 2.4 : Procédé de fabrication des bruts d'aluminium [Constellium, 2015] [Aubert&Duval, 2015]	44
Figure 2.5 : Différentes méthodes de mesure de contraintes et leurs profondeurs de mesure [Withers et Bhadeshia, 2001] [Prime, M. B., 1999]	46
Figure 2.6 : Déformation observée durant la méthode de la flèche [Cerutti et al., 2015]	46
Figure 2.7 : Schéma des éléments de la CEU	48
Figure 2.8 : Cellule élémentaire d'usinage.....	48
Figure 2.9 : Mouvements de liberté d'une pièce [Trappey et Liu, 1990]	49
Figure 2.10 : Exemple de bridages [Boyes et al., 1989].....	50
Figure 2.11 : Génération de montages par base de connaissance [Hunter et al., 2005] [Zhou, Y. et al., 2011]	51
Figure 2.12 : Différentes échelles d'étude sur la modélisation de la coupe [Cherif, 2003]	54
Figure 2.13 : Zone de formation du copeau et modèle d'effort, [Oxley, 1989]	55
Figure 2.14 : Modélisation suivant le plan de cisaillement de Merchant [Merchant, 1945]	56
Figure 2.15 : Modélisation suivant le plan de cisaillement de Lee et Shaffer [Oxley, 1989]...	56
Figure 2.16 : Efforts de coupe à un point M de la dent de l'outil [Chanal, 2006].....	57

Figure 2.17 : Paramètres de coupe lors du fraisage	59
Figure 2.18 : Transfert de chaleur lors d'une coupe orthogonale [Le Coz, 2012]	61
Figure 2.19 : Mesure de température lors de l'usinage [Leon Garcia, 2010]	62
Figure 2.20 : Lobe de stabilité en usinage [Altıntaş et Budak, 1995]	64
Figure 2.21 : "The deactivation method" [DONG et KE, 2006] et [Bai et al., 2010].....	66
Figure 2.22 : Description de la fonction distance ϕ [Poulhaon, 2015].....	66
Figure 2.23 : Réseaux de dexels [Poulhaon, 2015]	67
Figure 2.24 : Application du champ de contraintes à la géométrie finale [Ma et al., 2010a] ..	67
Figure 2.25 : Désactivation des zones d'usinage prédéfinies [Ma et al., 2010a]	68
Figure 2.26 : Retrait du volume usiné associé à chaque opération [Ma et al., 2010a].....	68
Figure 2.27 : Développement sous FORGE [®] par le CEMEF [Cerutti, 2014].....	69
Figure 2.28 : Modèle CAO et une phase d'usinage de la Pièce simple	71
Figure 2.29 : Protocole de mesure après débridage	71
Figure 2.30 : Géométrie 01 de la pièce académique	72
Figure 2.31 : Modification de l'offset	73
Figure 2.32 : Répartition des bruts au sein de la tôle C	73
Figure 2.33 : Déformation de la pièce après usinage.....	75
Figure 2.34 : Déplacement en Z d'un plan supérieur	76
Figure 2.35 : Météor 10	77
Figure 2.36 : Dispositif d'usinage.....	77
Figure 2.37 : Machine de Mesure Tridimensionnelle	78
Figure 2.38 : Géométrie 01	79
Figure 2.39 : Préparation du brut pour géométrie 01	80
Figure 2.40 : Stratégie 09 – maximisant la déformation	80
Figure 2.41 : Stratégie 10 – minimisant la déformation	81
Figure 2.42 : Comparatif des essais 11/ 12 et essais 13/14.....	81
Figure 2.43 : Comparatif des déplacements suivant deux stratégies	82
Figure 2.44 : Simulation Géométrie 01	83
Figure 2.45 : Définition du repère de mesure.....	88

Figure 2.46 : Recalage du repère de mesure	89
Figure 2.47 : Géométrie 14 « fermée »	91
Figure 2.48 : Géométrie 14 « fermée » - vue 3D.....	91
Figure 2.49 : Comparatif profil face inférieure après usinage de 05T1 et 06T1	92
Figure 2.50 : Montage dédié de la pièce académique.....	93
Figure 2.51 : Influence du moyen de bridage.....	93
Figure 2.52 : Influence de l'effort de coupe.....	94
Figure 2.53 : Offset -10 mm.....	94
Figure 2.54 : Offset +0 mm.....	95
Figure 2.55 : Influence de la valeur de l'offset	95
Figure 2.56 : Stratégie 01 – Maximisant la déformation	96
Figure 2.57 : Stratégie 10 – Minimisant la déformation	96
Figure 2.58 : Influence de la stratégie d'usinage.....	97
Figure 2.59 : Géométrie 15 « ouverte »	98
Figure 2.60 : Géométrie 15 « ouverte » - vue 3D.....	98
Figure 2.61 : Comparatif des profils des faces inférieures après usinage de 26T1, 27T1 et 37T1	99
Figure 2.62 : Influence de l'effort de coupe.....	100
Figure 2.63 : Influence de la prise de passe axiale	101
Figure 2.64 : Offset +11 mm.....	101
Figure 2.65 : Offset +3 mm.....	102
Figure 2.66 : Offset -11 mm.....	102
Figure 2.67 : Influence de la valeur de l'offset	102
Figure 2.68 : Séquence 01 – Maximisant la déformation	103
Figure 2.69 : Séquence 02 – Minimisant la déformation	104
Figure 2.70 : Séquence 03 – Optimisation des trajectoires pour les poches inférieures.....	104
Figure 2.71 : Influence de la stratégie d'usinage.....	105
Figure 2.72 : Influence de la séquence d'usinage optimisée.....	105
Figure 2.73 : Centre d'usinage IFMA - CRENO	109

Figure 2.74 : Géométrie 01 du « bac à glaçons »	110
Figure 2.75 : Stratégie S5D	111
Figure 2.76 : Stratégie S1A	112
Figure 2.77 : Repère de métrologie pour les pièces semi-industrielle GEOM01	112
Figure 2.78 : Comparatif des essais 15T1/16T1 et essais 17T1/18T1	113
Figure 2.79 : Profil de la face supérieure suivant les deux stratégies.....	114
Figure 2.80 : Géométrie 10 (plan de définition).....	118
Figure 2.81 : Géométrie 10 (vue 3D)	119
Figure 2.82 : Différents moyens de bridage	119
Figure 2.83 : Utilisation de cales pour la configuration 8 brides	120
Figure 2.84 : Différentes stratégies d'usinage.....	120
Figure 2.85 : Modification de l'offset	121
Figure 2.86 : Modification de l'offset dans le sens L	121
Figure 2.87 : Modification de l'offset dans le sens TL	122
Figure 2.88 : Disposition des bruts au sein de la tôle.....	122
Figure 2.89 : Repères de métrologie pour les pièces semi-industrielle GEOM10.....	123
Figure 2.90 : Plan d'expérience des essais.....	124
Figure 2.91 : Comparatif profil après usinage de la première phase de 02T1 et 41T1	124
Figure 2.92 : Comparatif profil après usinage de 02T1 et 41T1	125
Figure 2.93 : Comparatif épaisseur après usinage de 02T1 et 41T1.....	125
Figure 2.94 : Influence du bridage sur la déformation	126
Figure 2.95 : Influence du bridage sur l'épaisseur des fonds de poche.....	127
Figure 2.96 : Influence de la stratégie sur la déformation	127
Figure 2.97 : Influence de la stratégie sur l'épaisseur des fonds de poche	128
Figure 2.98 : Influence de l'orientation sur la déformation.....	128
Figure 2.99 : Influence de l'offset sur la déformation après OP10.....	129
Figure 2.100 : Influence de l'offset sur la déformation	129
Figure 2.101 : Centre d'usinage Constellium - D202.....	131
Figure 2.102 : Centre d'usinage Rexiaa - Jobs Sachman Thor.....	131

Figure 2.103 : Influence de la prise de passe axiale sur la déformation	132
Figure 2.104 : Influence de la prise de passe axiale sur l'épaisseur des fonds de poche....	133
Figure 2.105 : Influence de l'offset et de l'orientation sur la déformation.....	133
Figure 2.106 : Schéma simplifié de la procédure inverse dite de corrélation d'image	135
Figure 2.107 : Zone d'étude et mouchetis correspondant	136
Figure 2.108 : Montage pour l'acquisition d'images durant l'usinage	136
Figure 2.109 : Comparatif simulation numérique et corrélation	137
Figure 3.1 : Décomposition en enveloppes convexes [Houtmann, 2007].....	146
Figure 3.2 : Décomposition cellulaire [Vandenbrande et Requicha, 1993]	147
Figure 3.3 : Extraction d'entités par analyse géométrique et topologique [Tapie 2012].....	147
Figure 3.4 : Processus de sélection d'un outil [Hupman 2015].....	150
Figure 3.5 : Définition angle ouvert et fermé	157
Figure 3.6 : Caractéristiques de définition d'une entité	158
Figure 3.7 : Exemples d'usinage des poches U et Z.....	160
Figure 3.8 : Estimation du temps d'usinage	162
Figure 3.9 : Estimation corrigée du temps d'usinage	163
Figure 3.10 : Répartition des rapports	164
Figure 3.11 : Estimation du temps d'usinage par la méthode volume / débit.....	164
Figure 3.12 : Nouvelle estimation du temps d'usinage.....	166
Figure 3.13 : Histogrammes de répartition des rapports	167
Figure 3.14 : Usinage de la poche en O extraite d'une pièce industrielle	168
Figure 3.15 : Usinage de la poche en I extraite d'une pièce industrielle.....	168
Figure 3.16 : Défauts d'épaisseurs au sein de la pièce.	171
Figure 3.17 : Segmentation des copeaux	173
Figure 3.18 : Évolution de l'épaisseur du copeau	174
Figure 3.19 : Densité du tas de copeaux	174
Figure 3.20 : Classification de la qualité des copeaux	175
Figure 3.21 : Courbe puissance en fonction de la vitesse de rotation	178
Figure 3.22 : Génération des volumes usinés.....	183

Figure 3.23 : Volumes usinés pour la géométrie BAG 01	184
Figure 3.24 : Détection des entités sous CATIA V5	185
Figure 3.25 : Définition des zones d'usinage prismatique sous CATIA V5	185
Figure 3.26 : Génération de la grille de points	186
Figure 3.27 : Extraction des différentes entités	187
Figure 3.28 : Extraction du contour réel d'une poche	187
Figure 3.29 Exemple de reconnaissance automatique de contours	188
Figure 3.30 : Interface du logiciel Open CASCADE Technology	189
Figure 3.31 : Modélisation des différentes entités	190
Figure 3.32 : Subdivision en sous-entités	190
Figure 3.33 : Algorithme de projection de points	191
Figure 3.34 : Définition des contours à partir du volume usiné	191
Figure 3.35 : Détection automatique des contours	192
Figure 3.36 : Géométrie à usiner (gauche), Volume usiné (droite)	192
Figure 3.37 : Définition du repère d'usinage	193
Figure 3.38 : Entités détectées	193
Figure 3.39 : Génération des volumes usinés	194
Figure 3.40 : Ensemble des fichiers retrait généré automatiquement	195
Figure 3.41 : Simulations sous FORGE®	195
Figure 3.42 : Génération des opérations d'usinage sous CATIA	196
Figure 3.43 : Synoptique de la feuille de calcul	197

Index des tableaux

Tableau 1.1 : Composition de l'alliage d'aluminium 2050, [Lequeu et al., 2010]	28
Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium 2050	28
Tableau 2.1 : Degrés de liberté supprimée en fonction des liaisons	50
Tableau 2.2 : Conditions d'usinage par outil	78
Tableau 2.3 : Ensemble des géométries testées pour la pièce académique	88
Tableau 2.4 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie 14	92
Tableau 2.5 : Conditions d'usinage pour la géométrie 14	94
Tableau 2.6 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie 15	99
Tableau 2.7 : Conditions d'usinage pour la géométrie 15	100
Tableau 2.8 : Conditions d'usinage par outil	110
Tableau 2.9 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie GEOM01	113
Tableau 2.10 : Ensemble des géométries testées pour la pièce semi-industrielle	117
Tableau 2.11 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie GEOM10	123
Tableau 3.1 : Campagne d'évaluation sur des poches de forme U et Z	160
Tableau 3.2 : Spécifications des formes de poches étudiées	161
Tableau 3.3 : Calcul du nombre de passes radiales pour différentes configurations	162
Tableau 3.4 : Calcul du coefficient multiplicateur pour différentes géométries	163
Tableau 3.5 : Temps d'usinage calculé pour la géométrie U	166
Tableau 3.6 : Plage de variation d'erreur	167
Tableau 3.7 : Estimation du temps pour différents cas	169
Tableau 3.8 : Coefficients correcteur d'estimation de temps d'usinage	171
Tableau 3.9 : Conditions de coupe proposées à l'utilisateur	198
Tableau 3.10 : Données relatives à l'usinage estimées par le modèle	198
Tableau 3.11 : Données relatives à la morphologie du copeau estimée	198
Tableau 3.12 : Données relatives aux facteurs de qualité du copeau estimée	199
Tableau 3.13 : Données relatives aux coûts de recyclage estimés par le modèle	199
Tableau 3.14 : Estimation du coût global	199

Introduction

L'industrie aéronautique présente un fort développement ces dernières années et fait face à une augmentation importante de cadences pour répondre aux besoins des nouveaux pays émergents. Le marché en pleine évolution tend vers une augmentation de la production qui prend en compte de nouvelles contraintes comme l'allégement des avions et la réduction des coûts de fabrication. L'allégement attendu ajoute de nouvelles contraintes à la sélection des matériaux. Malgré l'augmentation de la part des composites dans les appareils développés récemment, il reste une proportion significative de métal, notamment sur des pièces de formes complexes ou présentant un chargement mécanique important en vol. Ceci a poussé Constellium à développer des alliages de la famille Al-Cu-Li qui présentent des gains en poids tout en augmentant les caractéristiques mécaniques de la pièce. L'usinage de ce type de pièces est critique, car une majorité de pièces proviennent de tôles laminées, matricées ou forgées et nécessitent des opérations d'usinage générant un fort retrait de matière pour obtenir la géométrie finale. L'optimisation des gammes d'usinage permet de gagner en productivité et de répondre à l'augmentation de cadences.

Mais actuellement, l'optimisation de ces gammes n'est pas aisée, car elle souffre de deux lacunes importantes. La première est axée sur l'adaptabilité des gammes existantes aux moyens actuels de production et à leurs évolutions au fil des années pour répondre aux évolutions technologiques. Le temps de programmation est trop long, car le nombre d'opérations d'usinage est très important pour passer du brut à la géométrie finale. Cela a pour effet de figer la programmation d'une gamme au cours du cycle de vie d'une pièce. De plus, la programmation d'une gamme ne laisse pas le temps à l'expert gammiste d'évaluer plusieurs solutions et il n'a pas les critères d'évaluation ou de comparaison nécessaires.

Le second point concerne, l'absence de prise en compte du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage dans l'élaboration de la gamme. Les pièces du secteur aéronautique présentent un fort état de contraintes résiduelles au sein de matériaux dus aux opérations de trempe et de revenu imposées par le processus, ce qui se traduit par des déformations non désirées après usinage. La prise en compte et la prédiction de ces déformations sont une étape clef, car l'usinage arrivant à la fin du processus de fabrication d'une pièce, le rejet d'une pièce pour non-conformité présente un coût important. De plus, les environnements CFAO actuels ne prennent pas en compte ces contraintes et considèrent que la pièce est conforme à sa géométrie nominale. Il est alors difficile pour l'expert gammiste de pouvoir quantifier la déformation d'une pièce en fonction de sa gamme proposée.

Ces travaux de thèse abordent ces problématiques dans le cadre du projet FUI OFELIA. Ils étudient, dans un premier temps l'influence de la gamme d'usinage sur la déformation de la pièce. L'objectif est de pouvoir prédire le comportement mécanique de la pièce pour identifier les gammes minimisant les déformations. Le second point s'intéresse à l'évaluation multicritères des gammes de fabrication. Les critères retenus prennent en compte la déformation de la pièce, la productivité à travers une estimation rapide des temps d'usinage et la recyclabilité des copeaux obtenus lors de l'usinage. D'autre part, nous proposons un modèle géométrique des états intermédiaires de la pièce durant l'usinage pour à la fois évaluer les gammes de fabrication et conduire les calculs de simulation de la déformation de la pièce durant l'usinage.

Ces travaux proposent une approche originale de modélisation des gammes de fabrication et renforcent la compréhension des phénomènes mécaniques générés par le rééquilibrage des contraintes internes lors de l'usinage.

Le chapitre 1 se focalise sur la formalisation du problème lié aux enjeux du secteur aéronautique et des contraintes en usinage. Les récents développements réalisés dans le domaine des alliages d'aluminium sont résumés pour parvenir à la présentation des alliages à base de lithium qui ont un gain significatif de réduction de masse pour les pièces de structure. Cette thèse se place au cœur du projet OFELIA. Le projet et les différents acteurs sont présentés pour comprendre les objectifs du projet et notre positionnement par rapport à cet ensemble.

Le chapitre 2 se focalise sur la formalisation du problème de déformation des pièces aéronautiques après usinage, pour cela la première étape consiste à effectuer un état de l'art sur la genèse de ces contraintes, qui sont à l'origine des déformations observées. La seconde étape s'intéresse au procédé d'usinage pour identifier les paramètres qui peuvent présenter une influence sur ces contraintes et conduire à une déformation de la pièce. Une fois l'ensemble des paramètres étudiés, une campagne d'essais est mise en place pour valider les hypothèses de travail. Au vu des contraintes industrielles et du nombre important de paramètres à tester, la campagne est séparée en une campagne dite académique au sein de l'IFMA afin de caractériser les paramètres les plus influents et l'influence de la géométrie de la pièce sur la déformation. Une seconde campagne dite semi-industrielle est mise en place pour valider les hypothèses de la précédente campagne et effectuer un déploiement dans des conditions industrielles.

Le chapitre 3 aborde les problèmes de modélisation de la gamme, un état de l'art montre que de nombreux travaux ont abordé la définition des gammes automatiques et plus

particulièrement dans le secteur aéronautique. Ces travaux nous servent de base pour appuyer nos recherches. La détection automatique des entités étant largement traitée, nous pouvons la considérer comme acquise et l'intégrer à nos travaux de thèse. Nous nous focalisons sur deux autres points. Le premier concerne l'estimation rapide des temps d'usinage, en proposant des modèles simplifiés. De plus, le second point original prend en compte un nouveau facteur : la recyclabilité des copeaux. L'influence des paramètres de coupe sur la morphologie des copeaux est étudiée. Ces concepts sont valorisés via le développement de deux modèles informatiques, le premier consiste en un logiciel de CFAO pour la génération automatique des entités d'usinages dans le but de proposer une aide aux logiciels de calcul de déformation. Le second est un développement sous Excel pour proposer une méthodologie d'optimisation des conditions d'usinage dans l'objectif d'intégrer les paramètres précédents et de proposer un jeu d'outil et de condition d'outil optimaux.

CHAPITRE 1 : Contexte général et positionnement

1 Problématique de l'industrie aéronautique

Selon les prévisions, le trafic aérien devrait plus que doubler au cours des quinze prochaines années avec une augmentation d'environ 4,7% par an [Airbus, 2014]. Comme le montre les graphiques de la Figure 1.1, l'industrie aéronautique fait face à une demande croissante [Fernández Díaz et Arizmendi, 2009], pouvant atteindre 30 000 nouveaux avions d'ici 2033. Cette demande forte est à la fois une opportunité permettant une sécurisation et des développements industriels et à la fois une menace stratégique car elle est accompagnée par deux évolutions majeures, liées à la démocratisation du transport aérien :

- Les exigences des compagnies aériennes sont nettement plus fortes et tendent vers des avions moins chers et moins lourds, pour réduire leur coût d'exploitation ;
- Les pays émergent comme la Chine, l'Inde ou le Brésil développent leur industrie aéronautique pour prendre des parts de marché.

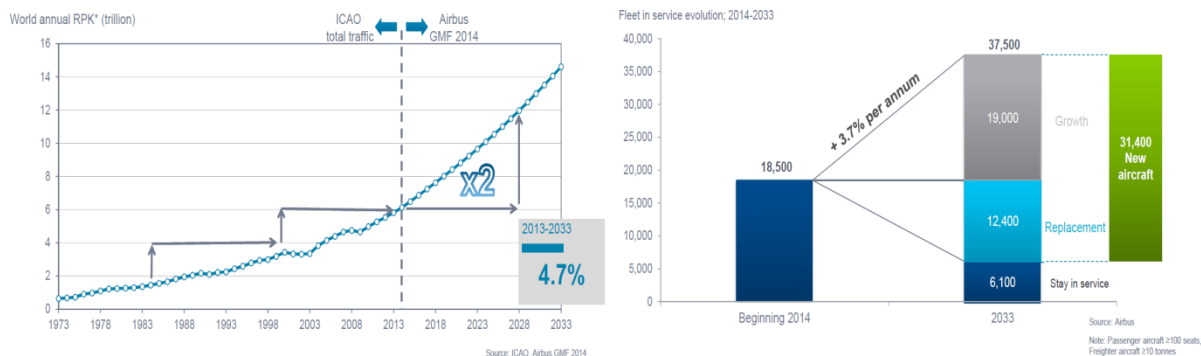


Figure 1.1 : Développement du trafic aérien sur la période 2013-2033 [Airbus, 2014]

Du fait de l'augmentation de la concurrence, l'industrie aéronautique doit introduire des innovations à la fois de rupture pour répondre aux exigences fonctionnelles et aux cadences attendues et à la fois incrémentales pour garantir la sécurité du processus. Depuis les quarante dernières années, de nombreuses évolutions technologiques ont permis de réduire la consommation des moteurs et l'émission de CO₂ de 70% tout en augmentant le confort des passagers. Les évolutions du marché poussent à devoir gérer une production en petite série ce qui complique la stabilisation des innovations et entraîne la recherche de solutions technologiques flexibles pour répondre aux besoins. Actuellement, le problème se focalise

sur le développement de nouveaux matériaux, de procédés de mise en forme et des processus de fabrication innovants, pour proposer des pièces plus légères avec de meilleures propriétés mécaniques tout en minimisant leur impact d'un point de vue écologique. De même, la production de ces pièces plus légères doit utiliser le minimum de ressources en termes de matière et d'énergie. Les matériaux composites apportent une réponse à ces contraintes, mais de nombreuses difficultés subsistent et leur coût de mise en œuvre ne leur permet pas de répondre à tous les besoins. De leur côté, les alliages d'aluminium restent des références industrielles sûres qui ont su évoluer avec l'apparition de nouveaux alliages améliorant le ratio résistance / poids. La Figure 1.2 montre que les alliages d'aluminium représentent jusqu'à 20% du poids d'un avion.

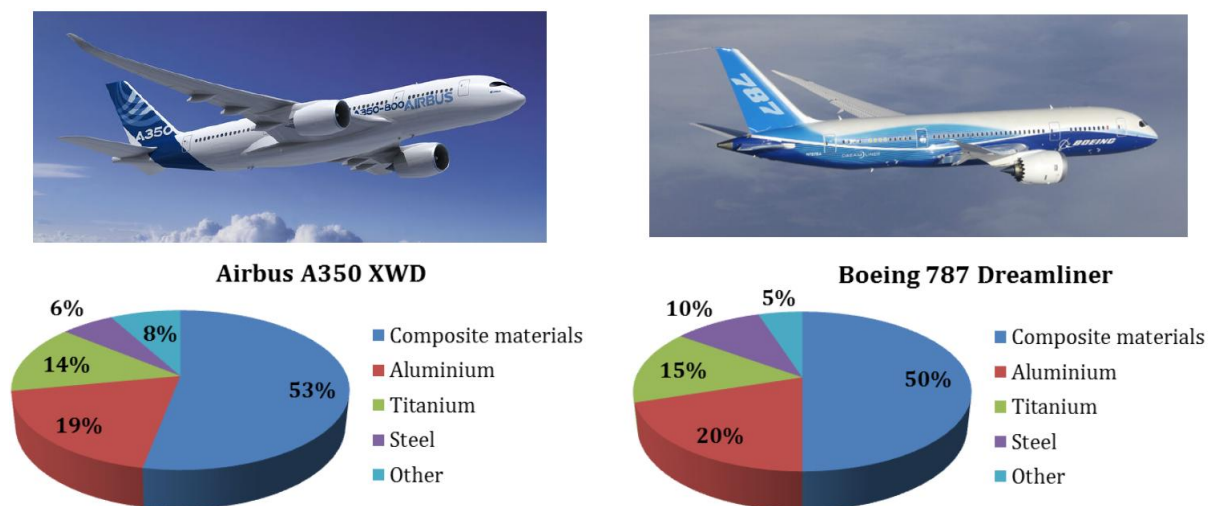


Figure 1.2 : Part des pièces en aluminium dans les programmes aéronautiques modernes

[Airbus, 2014] [Boeing, 2006]

La production des pièces de structure aéronautique en aluminium est un secteur clé de l'industrie aéronautique française. Elle concerne les industries de l'élaboration d'alliages d'aluminium, de la forge, de l'usinage et de l'assemblage. Les pièces de structure aéronautique sont de grandes pièces massives et monolithiques qui assurent la transmission des efforts dans la structure de l'avion. Ces pièces sont obtenues par usinage à partir d'une tôle ou d'une préforme matricée ou forgée. Leur conception répond à une exigence de résistance mécanique associée à une contrainte de réduction du poids et une minimisation du coût de fabrication. Le coût de fabrication est particulièrement important du fait de la complexité des procédés mis en œuvre, de la masse de matière engagée et du fort taux d'enlèvement de matière allant jusqu'à 90%. L'étape d'usinage est la dernière étape du procédé de fabrication, ce qui rend critique vis-à-vis de la conformité des pièces finales. Une

pièce mise au rebut après l'étape d'usinage génère un impact financier important du à l'ensemble des étapes mises en œuvre pour obtenir le brut d'usinage.

De plus, l'usinage des pièces aéronautiques représente de nouveaux enjeux de par le coût important du matériau de base. En effet, le coût important de la matière impose de maîtriser le volume de matière livrée au client et de fortement valoriser le retraitement des résidus d'usinage. Il convient alors de proposer un nouveau modèle d'optimisation des conditions d'usinage pour tenir compte à la fois de la productivité et du recyclage des copeaux.

La problématique de l'usinage des pièces de structure aéronautique évolue donc fortement du fait de ces nouvelles exigences. Il devient pertinent de reposer le problème pour proposer une nouvelle voie d'optimisation. Le processus d'usinage doit dorénavant répondre à des exigences de minimisation de coûts liés à l'usinage et au recyclage des copeaux et à des exigences de productivité pour tenir les cadences imposées par les nouveaux programmes. L'optimisation du coût d'usinage doit être abordée d'un point de vue global et non plus outil par outil.

Les pièces usinées présentant souvent un rapport entre le volume initial et le volume final très important, un des objectifs est d'augmenter le débit copeau pour réduire le temps d'usinage. La Figure 1.3 présente la performance de différentes machines utilisables industriellement.

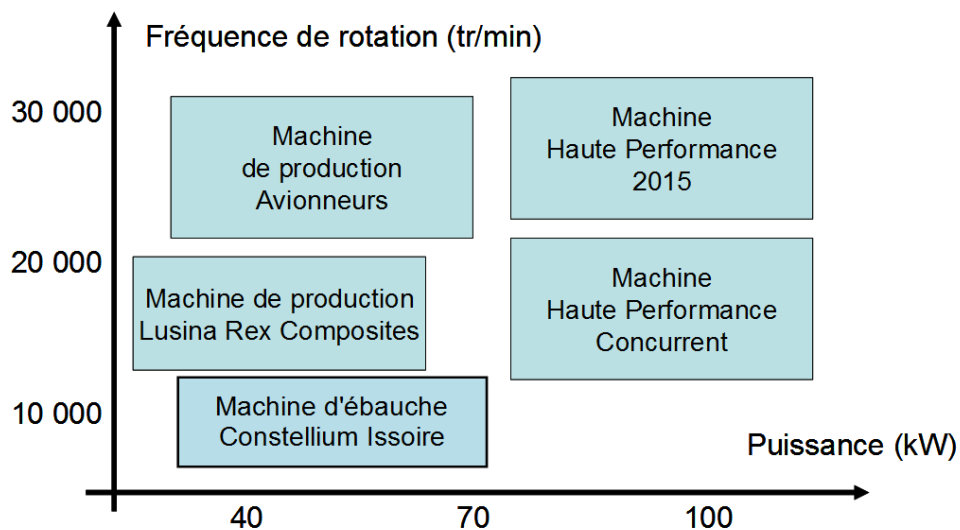


Figure 1.3 : Performances de différentes machines utilisables industriellement

Chaque machine présente une capacité de performance propre, qui impose des choix spécifiques de conditions de coupe pour atteindre un débit copeau maximal. De plus, compte tenu de la géométrie de la pièce, le débit maximal n'est pas atteint tout au long de l'usinage.

Le débit moyen peut être 3 à 4 fois plus faible que le débit maximal atteignable. Chaque machine présente donc un coût horaire et une performance intrinsèque particulière et produit aussi une géométrie de copeau particulière qui possède sa propre performance de recyclabilité, du fait du lien entre les conditions de coupe et la géométrie spécifique du copeau généré, ce qui en fait le principal facteur de recyclabilité. Cela impose pour une minimisation du coût des pièces, une optimisation des conditions de coupe très précise en relation étroite avec le moyen d'usinage et la géométrie de la pièce.

L'ajout d'une contrainte supplémentaire dans ce problème est généralement lié à une nécessité de performance économique sur le processus global et un vecteur permettant de faire évoluer la méthodologie de sélection des conditions d'usinage. Ainsi, intégrer le retraitement des résidus d'usinage dans leur génération semble totalement pertinent, du fait de l'intégration entre le processus d'usinage et le processus de retraitement qu'il engendre. Pour un cas donné, cette contrainte supplémentaire doit permettre de choisir finalement entre plusieurs jeux de conditions iso-productifs.

2 Un nouvel alliage d'aluminium : AIRWARE®

Les récents développements de Constellium ont permis de qualifier une nouvelle famille d'alliages Al-Cu-Li pour des applications aéronautiques (technologie AIRWARE®). L'ajout de lithium dans la composition de l'alliage d'aluminium permet une augmentation des propriétés élastiques du matériau tout en réduisant sa densité par rapport aux autres alliages de la famille 2XXX et 7XXX. L'utilisation de 1% de lithium dans la composition totale d'une tôle permet de réduire sa densité de 3% et d'augmenter son module de Young de 6% [Starke et Staley, 1996] [Williams et Starke, 2003]. Comme le montre la Figure 1.4, les premiers travaux sur les alliages à base de lithium date des années 1920, mais les alliages contenant des traces significatives datent des années 1960.

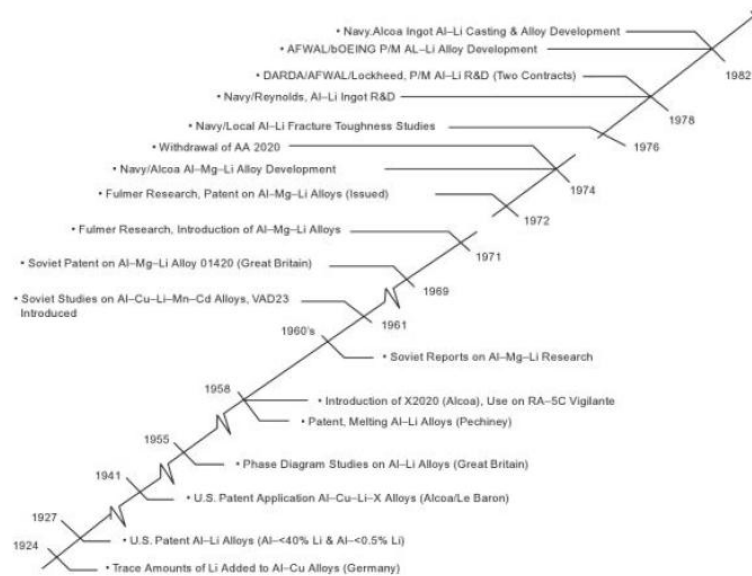


Figure 1.4 : Développements des alliages à base de lithium,
[Eswara Prasad et al., 2013]

Une seconde phase de développement voit le jour après le choc pétrolier de 1973, l'intérêt de réduire le poids des alliages d'aluminium pousse les scientifiques à développer des alliages contenant plus de 2% de lithium pour obtenir des gains de densité allant jusqu'à 8%. Malgré le gain en poids, ces alliages présentent une forte anisotropie, une faible ténacité et faible résistance à la corrosion qui peuvent engendrer des ruptures dans le cas des opérations de rivetage [Starke et Staley, 1996]. Ces problèmes ont grandement limité la commercialisation de ces alliages et poussé la recherche à en réduire la teneur en lithium.

Dans les années 1990, de nouveaux travaux portent sur le développement d'alliages d'aluminium de nouvelle génération en réduisant le taux en lithium pour éviter les problèmes engendrés précédemment. Cette nouvelle génération a présenté un gain significatif pour les applications spatiales. Ainsi, son utilisation sur la navette spatiale américaine a permis un gain de 12%. De plus des applications militaires ont permis d'augmenter la durée de vie de certains composants, comme les longerons ou le fuselage, sur le F16 par exemple [Williams et Starke, 2003].

Malgré l'ensemble des développements, les alliages à base de lithium présentent un procédé de mise en œuvre encore complexe à maîtriser et génèrent un coup de production plus important. Ce sont les récents développements sur la maîtrise d'addition du lithium à l'alliage d'aluminium qui lui ont permis de prendre une place majeure dans le domaine aérospatial [Gupta et al., 2006].

Parmi l'ensemble des développements sur les alliages d'aluminium comportant du lithium, l'AIRWARE® développé par Constellium répond aux attentes du secteur aéronautique et spatial. La technologie AIRWARE® est retenue pour l'Airbus A350 XWB (structure des ailes, fuselage), le CSeries de Bombardier (fuselage) et le lanceur Falcon 9 de SpaceX. La composition chimique de l'alliage d'aluminium 2050 donnée dans le Tableau 1.1 permet de garantir une stabilité thermique tout en parvenant à maximiser l'équilibre entre résistance et ténacité.

%	Si	Fe	Cu	Mn	Mg	Zn	Li	Ag	Zr
Min			3.2	0.20	0.20		0.7	0.20	0.06
Max	0.08	0.10	3.9	0.50	0.6	0.25	1.3	0.7	0.14

Tableau 1.1 : Composition de l'alliage d'aluminium 2050, [Lequeu et al., 2010]

Les propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium 2050 sont largement supérieures par rapport aux autres alliages d'aluminium comme le 7050 et sont présentées dans le Tableau 1.2. Dans l'ensemble des travaux de thèse, les essais sont réalisés sur l'alliage d'aluminium à l'état T84, qui correspond à un état du matériau après avoir subi des opérations de trempe, traction et recuit pour réduire les contraintes résiduelles au sein du matériau [Lequeu et al., 2010].

Module de Young (E)	Coefficient de Poisson (ν)	Densité (ρ)	La limite d'élasticité
75000 MPa	0,33	2693 kg.m ⁻³	500 MPa

Tableau 1.2 : Propriétés mécaniques de l'alliage d'aluminium 2050

3 Projet OFELIA

Le projet OFELIA (**O**ptimisation d'une **F**ilière **E**co-efficente **A**l-**L**i pour **A**éronautique) a pour objectif de développer une filière intégrée et optimisée pour la gamme de fabrication d'une pièce complexe pour aéronautique en Al-Cu-Li. Comme le montre la Figure 1.5, le projet se situe de la fin de gamme du demi-produit (matricé, laminé) jusqu'à la refusion des copeaux d'usinage. La notion d'éco-efficience couvre à la fois la durabilité en minimisant l'impact environnemental passant par une optimisation de l'utilisation de ressources et l'efficience économique.

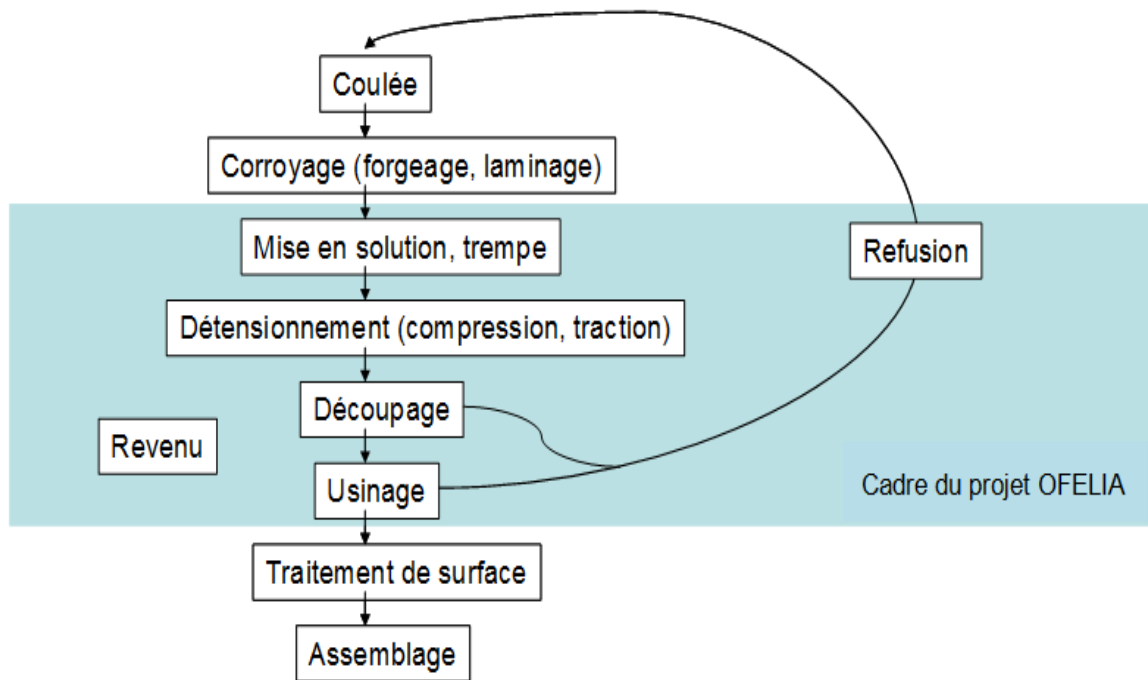


Figure 1.5 : Cadre du projet OFELIA sur la production de pièces en alliage d'aluminium

Cette optimisation est multi-paramétrée, car il s'agit d'optimiser en parallèle :

- les conditions d'obtention des pièces brutes qui déterminent la stabilité à l'usinage des pièces ;
- les paramètres d'usinage pour à la fois réduire le temps d'usinage, minimiser les besoins en surépaisseur et générer des copeaux recyclables ;
- les conditions de stockage/traitement des copeaux pour un rendement maximal du recyclage.

Les objectifs du projet sont donc de quantifier et le cas échéant de modéliser l'impact des paramètres des procédés de chaque étape sur le rendement du métal. L'optimisation de la filière intégrée nécessite une consolidation de ces quantifications ou modélisations afin d'identifier des solutions holistiques pour la filière. L'optimisation de chaque étape nécessite le développement de nouvelles connaissances et technologies, notamment concernant la genèse des contraintes internes pendant les étapes finales de la gamme, la maîtrise des stratégies d'usinage pour minimiser les tolérances d'usinage, la compréhension de l'influence des conditions d'usinage sur la morphologie et la microstructure de surface des copeaux, et l'impact de cette morphologie sur le rendement métal pendant les opérations de refusion. Ce projet a sollicité plusieurs partenaires industriels et scientifiques.



Constellium est un des leaders mondial dans le traitement des alliages l'aluminium, en passant de la fonderie, les différents traitements thermiques et jusqu'à l'usinage d'ébauche. Les récents développements du groupe ont permis le développement de l'alliage d'aluminium 2050 et un investissement conséquent sur le site d'Issoire pour la mise en place de la première fonderie Al-Cu-Li à dimension industrielle. Malgré les récents développements sur les alliages d'aluminium, le coût de l'AIRWARE® est encore deux à trois fois plus élevé que les alliages classiques, principalement du au coût des éléments d'addition spécifiques à ces alliages (lithium, argent). Ce qui pousse Constellium grâce au projet OFELIA à vouloir améliorer le taux d'utilisation de la matière et à augmenter le taux de rendement du recyclage des copeaux et chutes. Deux sites de Constellium participe au projet, le centre de recherche R&D de Voreppe, C-TEC spécialisé dans le développement des nouveaux alliages d'aluminium, la production des ces alliages et la définition des processus de fabrication. Cette expertise touche les domaines comme l'analyse des matériaux, la mise en forme de ces alliages, une caractérisation des traitements de surfaces et la simulation numérique du comportement des matériaux durant le processus de fabrication. Le second site est celui d'Issoire qui est spécialisé dans la production de ces alliages et l'usinage d'ébauches.



Aubert & Duval est une des entreprises du groupe Eramet qui contribue au développement, à l'élaboration et à la transformation à chaud (forgeage, matricage,...) des aciers spéciaux, superalliages, alliages d'aluminium et alliages de titane. Le département R&D du site d'Issoire réalise de nombreuses simulations numériques sur le comportement du matériau durant le procédé de mise en forme. De plus, elle est la première société à proposer des pièces matricées/forgées en alliage d'Al-Cu-Li 2050. Ce projet doit permettre à Aubert&Duval de conserver une avance technologique sur l'intégration de la filière complète dans ses processus de production ainsi que ceux de ses clients.



REXIAA-GROUP est un groupe spécialisé sur l'usinage des pièces aéronautiques. Durant le projet, l'entreprise Lusina a rejoint le groupe REXIAA, pour ainsi offrir au groupe des moyens d'usiner les pièces de grandes dimensions. Le projet OFELIA apporte des connaissances sur les moyens de mieux valoriser les déchets liés au développement sur ces nouveaux produits, et offre un pôle d'excellence dans l'industrialisation des nouveaux matériaux tels que les alliages légers Al-Cu-Li.



Institut Français de Mécanique Avancée est devenu spécialiste sur le calcul de trajectoires optimales pour l'aéronautique, que ce soit dans les cadres de l'usinage des poches ou l'usinage 5 axes. Ces connaissances acquises ont permis de mettre en place des actions de transfert technologique au sein d'entreprises du secteur aéronautique. Les enjeux de l'IFMA dans ce projet sont de proposer une intégration globale du processus au niveau de la gamme de fabrication dans le but de proposer une voie d'optimisation, pour progresser sur la mise en place d'outils de spécification de gammes dédiés à l'aéronautique et de valider l'applicabilité de ces travaux en travaillant en partenariat avec le CEMEF sur la modélisation mécanique du comportement de la pièce durant l'usinage.



CEMEF est un laboratoire de recherche de Mines ParisTech (Ecole Nationale Supérieure des Mines de Paris). Un des leaders dans le développement de méthodes numériques pour la modélisation des procédés de transformation et la mise en forme des matériaux. L'usinage et la modélisation numérique de ce procédé sont au cœur de ses préoccupations depuis de nombreuses années. CEMEF se propose de développer dans le cadre du projet OFELIA des méthodes numériques et des méthodologies d'utilisation du logiciel FORGE® pour l'étude du procédé à l'échelle de la pièce. La prise en compte des contraintes résiduelles issues de la mise en forme au sens large (forgeage, traitement thermique et détensionnement) des bridages et des chemins d'usinage seront considérés, permettant ainsi de compléter la gamme des applications traitables dans la chaîne logicielle FORGE®.



SPIN est spécialisé dans les procédés de transformation de la matière et de l'énergie. Son objectif est de contribuer à l'avancée et à la diffusion des connaissances en génie des procédés dans un grand nombre de domaines industriels : énergie nucléaire, gaz-pétrole, matériaux pour l'électronique, nouveaux matériaux de construction, pharmacie, biomatériaux, environnement et développement durable, sécurité industrielle... Le département ProcESS du laboratoire SPIN est dédié à l'étude des transformations chimiques des solides en général sous l'action d'une activation thermique en mettant en œuvre une approche de type "cinétique hétérogène" avec une forte composante "modélisation". Le projet OFELIA permet au laboratoire d'enrichir ses connaissances sur la caractérisation chimique de l'alliage d'aluminium 2050 dans l'objectif d'optimiser le processus de recyclabilité des copeaux.

Le projet a été structuré en cinq tâches présenté sur la Figure 1.6 et montre les interactions entre les différentes tâches.

Tâche 1 - Maîtrise des contraintes internes avant usinage des produits épais. L'objectif visé dans cette tâche est d'offrir à la tâche 2 des données de champs de contraintes les plus précis possible pour évaluer les déformations lors de l'usinage et l'état de contraintes résiduelles après cet usinage.

Tâche 2 - Optimisation des gammes d'usinage en termes de tolérances finales. L'objectif est de proposer une évolution majeure dans l'établissement des gammes de fabrication des pièces de structures en aluminium, en proposant des règles d'ordonnancement chronologique des opérations d'usinage en fonction des contraintes résiduelles présentes dans la pièce et des géométries finales visées. Un des points clef de cette tâche est de proposer une modélisation du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage.

Tâche 3 - Production de copeaux d'usinage à valeur maximale. L'objectif est d'identifier un optimum technico-économique du processus d'usinage et de recyclage des copeaux d'aluminium.

Tâche 4 - Développement d'un alliage optimisé pour la filière produits épais. L'objectif de la présente tâche est de définir des limites de composition et un état optimisé pour un produit Al-Cu-Li de forte épaisseur adapté à la filière.

Tâche 5 - Optimisation globale de la filière Al-Cu-Li : éco-efficienne des gammes d'usinage et du recyclage. L'objectif est d'intégrer les enseignements des tâches précédentes pour identifier et valider une ou plusieurs filières à éco-efficienne maximale. Cette intégration porte sur l'émergence d'une culture commune à la filière et de connaissances propres à chaque acteur dans son domaine qui aboutiront à une meilleure intégration des produits Al-Cu-Li dans la filière aéronautique. Elle porte aussi sur la mise en place d'un environnement informatique commun permettant d'intégrer les connaissances acquises et de les appliquer sur des cas industriels.

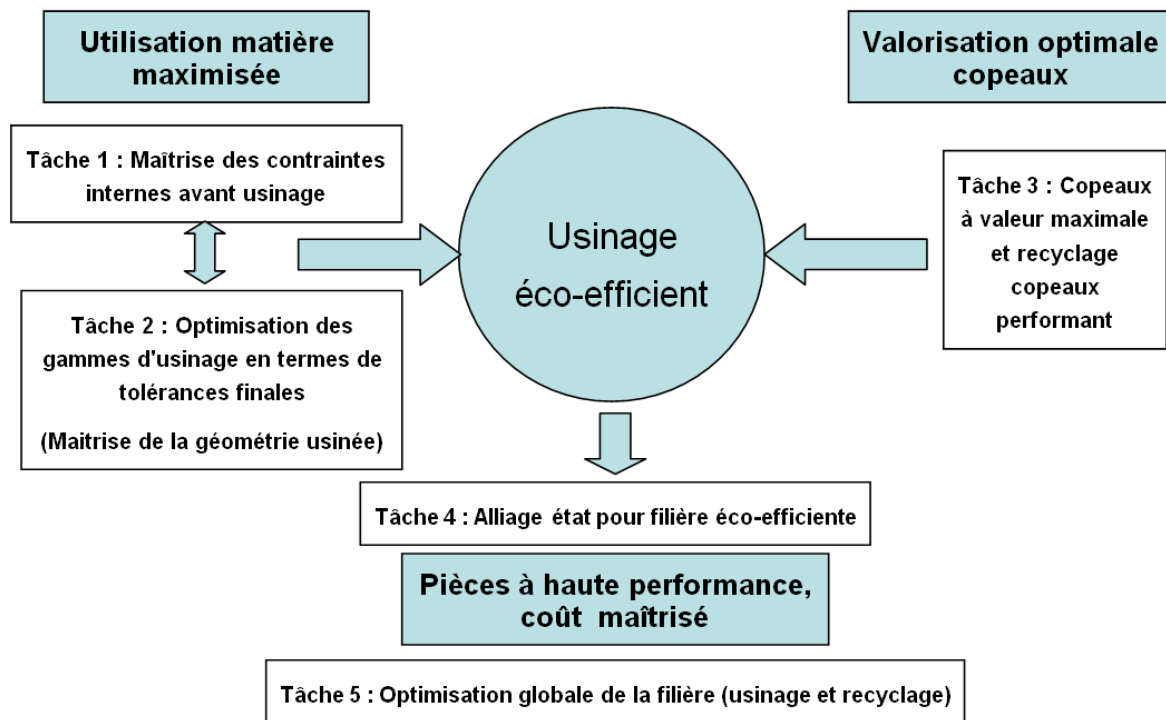


Figure 1.6 : Interaction entre les tâches du projet OFELIA

Le projet a été financé par le Fond Unique Interministériel, BPI, la Région Auvergne, le Feder, le pays Voironais et s'est déroulé de septembre 2011 à juin 2015. De plus, le projet a reçu la labellisation du pôle de compétitivité Viaméca au sein de la thématique Procédés Avancés de Fabrication.

4 Nos travaux dans le cadre du projet OFELIA

4.1 Comportement mécanique de la pièce durant l'usinage

Dans le cadre de la tâche 2 du projet OFELIA, nous avons abordé le problème du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage. Cette problématique est peu abordée en recherche. En effet, généralement le processus d'usinage est uniquement abordé d'un point de vue géométrique lié à la mise en position de la pièce dans la machine et au calcul des trajets d'usinage. Mais, durant l'usinage, la pièce supporte des sollicitations mécaniques liées au bridage et à l'historique de mise en forme. Au débridage, comme le montre la Figure 1.7, le relâchement de contraintes internes peut induire une déformation non négligeable de la pièce qui la rend non-conforme aux spécifications géométriques.

En s'appuyant sur les compétences et outils des partenaires du projet, nous nous proposons de participer au développement d'une méthodologie logicielle dont la faisabilité et la démonstration se fera sur la base du logiciel FORGE®. L'outil logiciel ainsi développer doit permettre de choisir une gamme en prenant en compte, la stratégie et le bridage en fonction de l'état de contraintes initial de la pièce sur une configuration donnée, dans l'optique de garantir une qualité géométrique finale de la pièce. Ce qui permet d'édicter des règles d'usinage applicables dans la méthodologie générale développée dans une autre partie.

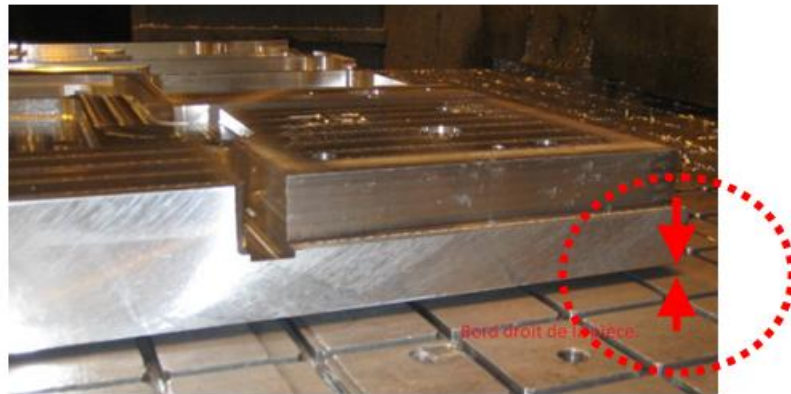


Figure 1.7 : Déformation de pièce industrielle après débridage

Nous nous focalisons sur la modélisation géométrique des états intermédiaires de la pièce durant l'usinage et sur la proposition d'une campagne expérimentale de validation significative basée sur des pièces spécifiques et sur des cas industriels.

La problématique est de définir une campagne expérimentale permettant d'observer les phénomènes générateurs de défauts et d'isoler leurs influences. La maîtrise expérimentale et théorique du procédé nous permet d'enrichir la modélisation de l'ordonnancement des opérations et la modélisation géométrique des états intermédiaires de la pièce, ainsi que sur la mise en place d'un processus d'optimisation. La modélisation des états intermédiaires a pour but de produire des géométries CAO simples décrivant l'intersection entre la pièce produite et la partie de matière enlevée par usinage. Le verrou se situe au niveau du formalisme de description et de l'optimisation de la dualité entre la précision et le temps de calcul. La préparation de la gamme d'usinage ne nécessite donc pas de développer des outils complexes d'interface. Le processus de simulation est appliqué à des exemples académiques et semi-industriels pour valider le développement de la méthode et sur deux exemples industriels proposés par Constellium et Aubert&Duval.

4.2 Modélisation de la gamme d'usinage

La modélisation de la gamme d'usinage est un verrou critique du processus de conception d'une gamme d'usinage. En effet, l'analyse de la filière CFAO / calcul actuelle montre que les outils de CAO et de FAO ne sont pas adaptés à l'expression rapide et efficace des gammes de fabrication et à la communication vers les logiciels de calcul mécanique. Il est donc nécessaire de développer un environnement de CFAO dédié à l'expression des gammes de fabrication et à leur évaluation vis-à-vis de la performance économique du processus, du recyclage des copeaux et de la déformation des pièces. Cette maquette de logiciel est la clé de voute du projet et intègre l'ensemble des résultats des autres tâches. La modélisation géométrique de la pièce, de la gamme et des états intermédiaires de la pièce sont les points clés à traiter.

Le modèle proposé doit permettre dans un second temps d'aider à l'optimisation des gammes de fabrication. Cette optimisation passe par une prise en compte et une évaluation de l'impact de certains paramètres de la gamme, comme le temps d'usinage, la déformation et la recyclabilité des copeaux. En ce qui concerne la recyclabilité des copeaux, l'objectif est de minimiser la perte métal au recyclage tout en conservant un usinage efficace.

5 Problématique scientifique

Actuellement, l'établissement des gammes de fabrication souffre de deux lacunes importantes. La première lacune concerne l'adaptabilité de la gamme aux évolutions de la technologie. Les pièces de structure sont particulièrement ouvragées et la programmation de leur gamme de fabrication peut être longue. On peut considérer que pour la conception de gamme des pièces aéronautique, la moitié du temps est dédié à dupliquer des informations ou des solutions déjà existantes. L'absence de base de connaissance sur les gammes ou de méthodologies pour transposer une gamme existante à une autre pièce entraîne un coût important non productif qui peut être réduit avec le développement de générations de gammes d'usinage assistées. Le développement d'une gamme basée sur des connaissances acquises lors du développement de gammes précédentes permet à l'expert gammiste de se focaliser sur l'optimisation d'une gamme et non sur la génération d'opérations répétitives. De plus, la programmation de l'usinage de la pièce est effectuée compte tenu de la performance des logiciels de CFAO utilisés et de l'état de la technologie. Les exigences de sécurité, de production et les coûts induits poussent à figer les gammes à un niveau technologique donné. La mise en place d'une méthodologie pour faire évoluer de

façon rapide une gamme permet par la suite de pouvoir prendre en compte les évolutions technologiques et d'avoir ainsi une gamme qui assure une productivité maximum.

En plus d'un temps de programmation long, la notion d'évaluation de gamme n'est pas prise en compte dans le secteur aéronautique et il est souvent difficile de proposer plusieurs solutions. Ainsi proposer une modélisation adaptée de la gamme de fabrication permet d'évaluer plusieurs solutions. Le problème posé dans ces travaux concerne, dans un premier temps, le développement d'une reconnaissance de l'ensemble des entités nécessaires à la définition d'une gamme pour ainsi estimer le temps nécessaire à la réalisation de chacune en fonction des paramètres d'usinage choisis. Ainsi une fois le temps estimé pour chaque entité, en prenant en compte l'ensemble des trajets hors matières, on peut rapidement arriver à une estimation du temps global d'usinage. La notion de gain de productivité reste un point clef à traiter, mais des propositions d'ordonnancements différents en adéquation avec un panel d'outils retenu peuvent ainsi conclure à un gain global sur l'usinabilité d'une pièce.

Le principal verrou ici est donc de proposer un formalisme de la gamme adapté et de proposer un modèle d'estimation rapide du temps d'usinage d'une pièce sans passer par la programmation totale de la pièce. Notre apport se situe principalement sur la proposition de critères technologiques d'évaluation et d'optimisation des gammes, ainsi que sur la mise en place d'une chaîne numérique permettant de coupler la CFAO à la simulation mécanique.

La seconde lacune concerne l'absence de prise en compte de l'évolution du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage induisant des déformations au niveau des pièces usinées. Les pièces laminées ou matricées comportent un état de contraintes internes anisotrope. De plus, le bridage nécessaire à l'usinage et les efforts de coupe induisent des sollicitations mécaniques supplémentaires qui font que la pièce n'est pas dans un état naturel libre lors de l'usinage. Cet état mécanique induit des déformations lors du débridage qui engendrent des actions supplémentaires de redressage, un nombre plus important de mise en position de la pièce et une augmentation des surépaisseurs de matière. Pour contrôler ces déformations, il est nécessaire d'intégrer une modélisation du comportement mécanique de la pièce en usinage dans l'environnement de CFAO utilisé pour décrire la gamme de fabrication. Cet objectif vise à renforcer les possibilités de simulation des logiciels de FAO, puisque actuellement cet outil assure uniquement une modélisation géométrique simple de l'usinage et de l'enlèvement de matière. L'apport est donc de développer en partenariat avec le CEMEF des modèles de simulation de la scène d'usinage. Ces modèles permettent d'évaluer la déformation globale de la pièce après usinage, grâce à des modèles de rééquilibrage de contraintes au sein de la géométrie finale. Ils permettent aussi d'évaluer les défauts géométriques sur la pièce, via une simulation chronologique complète de

l'ensemble des enlèvements de matière. Notre apport dans ce domaine se focalise sur l'évaluation expérimentale des stratégies de bridage ou d'ordonnancement des séquences d'usinage pour minimiser la déformation. Une campagne complète d'évaluation de la déformation de la pièce lors de l'usinage permet de proposer un ensemble de règles de bonne usinabilité à respecter, dans le souci d'avoir une pièce qui respecte au mieux l'ensemble des tolérances géométriques. Le critère de déformation peut être par la suite retenu comme indicateur de la performance d'une gamme d'usinage et ainsi permettre un comparatif avec d'autres solutions retenues.

En conclusion, dans le cadre du projet OFELIA, nos travaux ont pour but de proposer un formalisme des gammes d'usinage permettant d'intégrer les nouvelles problématiques de déformation des pièces et de recyclages des copeaux dans une approche globale d'optimisation. Dans un second temps, nous nous attacherons à proposer un cadre de validation expérimental pertinent.

CHAPITRE 2 : Déformations induites lors de l'usinage

Un des objectifs du projet OFELIA est de modéliser la déformation des pièces de structure subissant de grands évidements de matières durant l'usinage. Pour analyser et formaliser les phénomènes mécaniques induits, il nous a semblé nécessaire de constituer une campagne expérimentale significative. Cette campagne a pour but d'analyser le comportement en déformation de la pièce dû à l'usinage et d'isoler les paramètres et facteurs influents.

Avant de présenter les résultats de cette campagne d'essais, il est pertinent de rappeler l'origine des contraintes résiduelles au sein des pièces et leur impact sur la déformation à l'aide d'un état de l'art. De même, il est à noter que nous nous intéressons à l'influence du procédé d'usinage sur la modification des contraintes internes au sein de la pièce à l'état libre et donc sur la déformation de la pièce après débridage. Toutefois, le bridage peut avoir une influence sur les défauts géométriques finaux produits sur la pièce.

1 Définition et origines des contraintes résiduelles

De nombreux travaux portent sur les contraintes résiduelles présentes au sein de la pièce. Plus récemment, deux thèses abordent le sujet des contraintes résiduelles en lien avec la déformation des pièces usinées: Il s'agit des thèses de Xavier Cerutti et de Fabien Poulhaon [Cerutti, 2014] [Poulhaon, 2015].

Afin d'avoir une bonne compréhension de ce que représentent les contraintes résiduelles qui sont le principal facteur influençant les déformations des pièces usinées, ce chapitre présente une définition des contraintes résiduelles ainsi que leurs origines et leurs influences sur la déformation.

1.1 Définition

Les contraintes résiduelles sont le plus souvent définies comme l'état de contraintes qui subsistent dans une pièce mécanique lorsqu'elle n'est sollicitée par aucun effort extérieur [Ruud, 1982]. Dans cet état d'équilibre, l'ensemble des effets des contraintes s'annule dans le volume que constitue un composant ou une structure mécanique.

Différentes échelles peuvent être utilisées pour les décrire. En général, elles sont décrites suivant trois catégories qui dépendent de l'échelle d'observation, Barralis présente en détail les contraintes résiduelles [Barralis et al., 1999] :

- à l'échelle macroscopique, les contraintes résiduelles sont dites du premier ordre ou d'ordre 1 (σ_R^I). Elles sont constantes en intensité et en direction, dans des domaines relativement importants s'étendant sur plusieurs grains dans le cas des matériaux monophasés. Les forces résultant des contraintes du premier ordre sont en équilibre dans chaque section de la pièce et les moments liés à ces forces sont nuls par rapport à tout axe. Les contraintes résiduelles du premier ordre sont également appelées contraintes résiduelles macroscopiques. Il est important de noter que toute modification dans l'équilibre des forces et des moments associés aux contraintes résiduelles du premier ordre, due par exemple à un enlèvement de matière dissymétrique, se traduit par des variations dimensionnelles macroscopiques à l'échelle de la pièce ;
- à l'échelle microscopique, les contraintes résiduelles sont dites du deuxième ordre ou d'ordre 2 (σ_R^{II}). Elles sont homogènes dans des domaines correspondant à un grain ou à une portion de grain pour des matériaux monophasés. Elles proviennent dans ce cas de la différence d'orientation cristalline entre grains voisins. Les forces résultant des contraintes du second ordre et les moments associés s'équilibrent sur un nombre suffisant de grains. Les contraintes résiduelles du deuxième ordre sont parfois appelées contraintes résiduelles microscopiques homogènes. Une modification de l'équilibre des forces et des moments associés aux contraintes résiduelles du second ordre peut se traduire par des variations dimensionnelles macroscopiques à l'échelle de la pièce ;
- à l'échelle submicroscopique, les contraintes résiduelles sont dites du troisième ordre ou d'ordre 3 (σ_R^{III}). Elles sont hétérogènes même dans des zones s'étendant sur quelques distances interatomiques. Elles sont associées en majorité aux déformations existant au voisinage des défauts cristallins. Les forces résultant des contraintes du troisième ordre et les moments associés s'équilibrent dans des zones représentant des portions très réduites d'un grain. Les contraintes résiduelles du troisième ordre sont parfois appelées contraintes résiduelles microscopiques hétérogènes.

Le champ des contraintes résiduelles apparaît comme le résultat de la superposition des contraintes résiduelles des trois ordres :

$$\sigma_R = \sigma_R^I + \sigma_R^{II} + \sigma_R^{III} \quad (2.1)$$

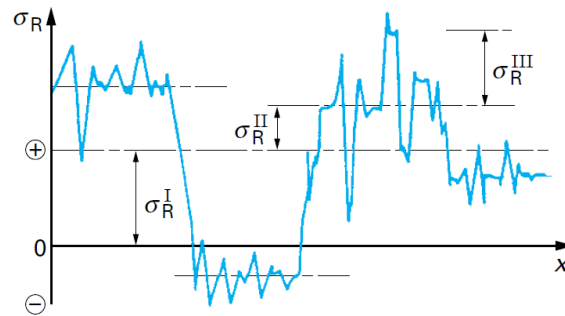


Figure 2.1 : Contraintes résiduelles [Barralis et al., 1999]

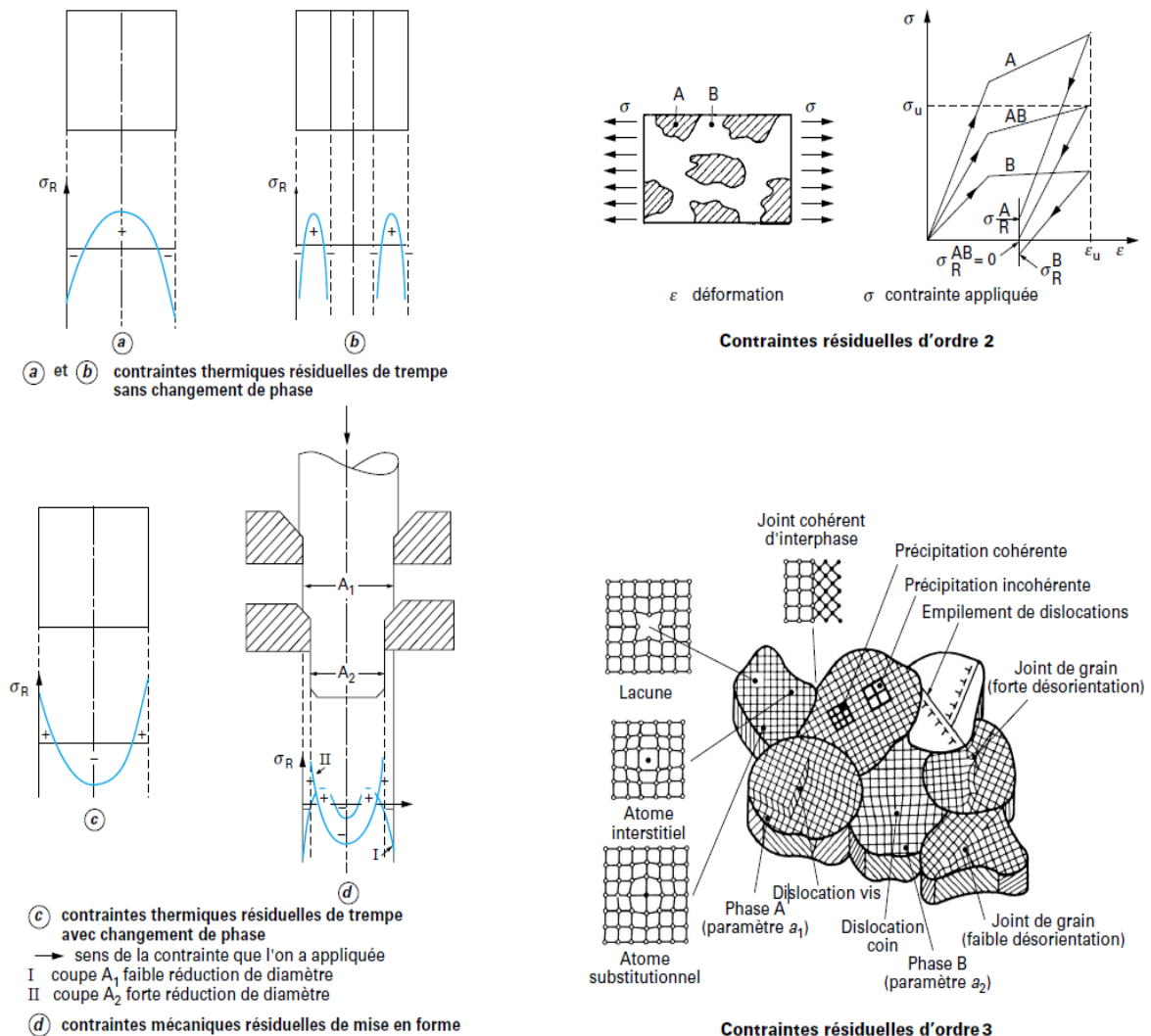


Figure 2.2 : Illustration des trois catégories de contraintes résiduelles [Barralis et al., 1999]

La Figure 2.1 montre également que les contraintes d'ordre 2 peuvent être considérées comme des fluctuations autour d'une valeur moyenne des contraintes d'ordre 1 et à leur tour les contraintes d'ordre 3 comme des fluctuations autour d'une valeur moyenne des contraintes d'ordre 2 [Totten et al., 2002]. La figure Figure 2.2 illustre la représentation de ces différentes catégories de contraintes au sein de la pièce.

1.2 Les origines des contraintes résiduelles

Les origines des contraintes résiduelles sont très diverses et proviennent principalement du procédé de fabrication des tôles. Selon [Das et Chandra, 2003], elles peuvent être séparées en quatre catégories :

- Les contraintes issues de la déformation plastique hétérogène entre différentes zones d'une pièce soumise à des sollicitations mécaniques externes à charge imposée ou à déformation imposée ;
- Les contraintes issues de la déformation plastique hétérogène entre différentes zones d'une pièce soumise à des sollicitations thermiques ;
- Les contraintes issues de la variation de volume hétérogène et/ou phénomènes de pseudo plasticité due à des transformations de phase à l'état solide ;
- Les contraintes issues de la différence entre les coefficients de dilatation thermiques des diverses zones d'une pièce.

On assiste souvent à une combinaison de ces différentes causes pour la genèse des contraintes résiduelles et celle-ci caractérise les trois états de contraintes du matériau. L'état mécanique, l'état thermique et l'état métallurgique qui regroupe les deux dernières catégories (variation du volume hétérogène et différence entre les coefficients de dilatation thermiques). Comme le montre la Figure 2.3, les trois états sont interdépendants, ce qui complique la prévision des contraintes résiduelles finales en fonction du traitement appliqué sur la pièce.

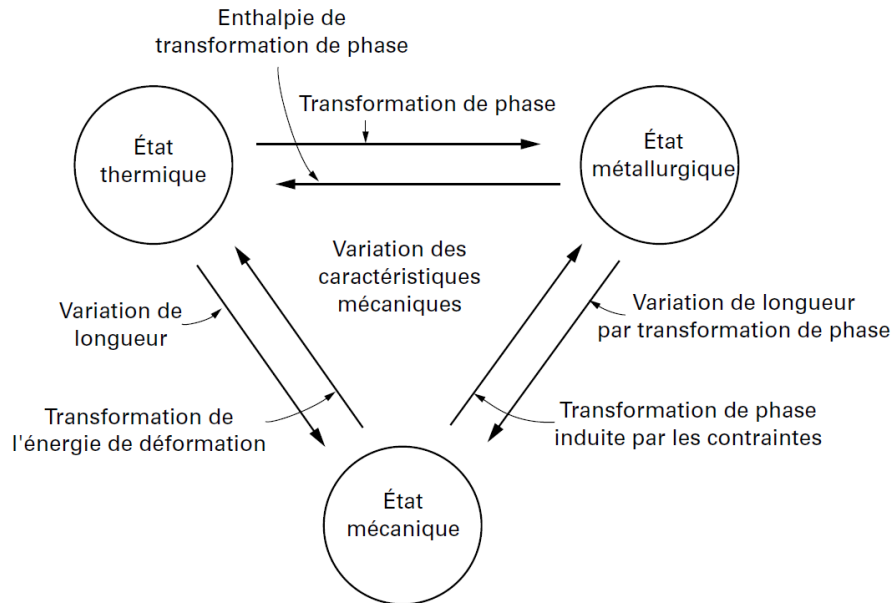


Figure 2.3 : Interdépendance entre les différents états du matériau
[Barralis et al., 1999]

1.3 Description des procédés de mise en forme dans notre cas d'étude

Dans le cadre du projet, nous nous focalisons sur la production des pièces en alliage d'aluminium, la majorité des pièces aéronautiques en aluminium usinées proviennent de tôles laminées ou de pièces forgées ou de pièces matricées. La première étape pour l'obtention de ces pièces est le mélange des différents éléments constituant l'alliage dans un four de fusion pour la coulée de lingots. Une fois les lingots d'aluminium coulés, deux procédés sont possibles pour l'obtention du brut utilisé lors de l'usinage :

- Le procédé pour les tôles de laminage est le suivant : la première étape consiste à réduire l'épaisseur du lingot d'aluminium en le faisant passer dans un laminoir, par déformation plastique en faisant passer le métal chaud entre deux cylindres tournant en sens inverse. L'étape suivante est la trempe du métal, ce traitement thermique a pour but de plonger dans un bain froid un alliage porté à haute température pour conserver à température ambiante une modification de la structure moléculaire obtenue à chaud et augmenter ainsi ses propriétés mécaniques. La trempe augmente de façon significative le niveau des contraintes résiduelles au sein de la pièce (150-300 MPa). À cet effet, deux opérations supplémentaires sont nécessaires pour la relaxation de ces contraintes. Une traction est réalisée sur la pièce, le principe consiste à effectuer une déformation plastique de l'ordre de 1 à 4 % dans le sens de

laminage [Lequeu et al., 2010]. La traction permet de réduire de façon significative les contraintes au sein du matériau [Prime, Michael B. et Hill, 2002]. La dernière étape avant usinage est le revenu de la tôle par une montée graduelle en température suivie d'un refroidissement contrôlé. Cette procédure facilite la relaxation des contraintes pouvant s'accumuler au cœur de la matière.

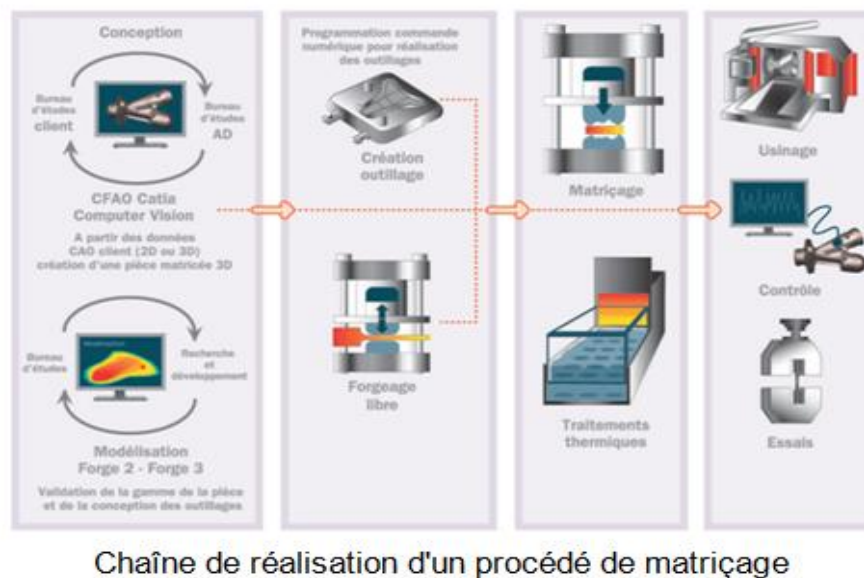
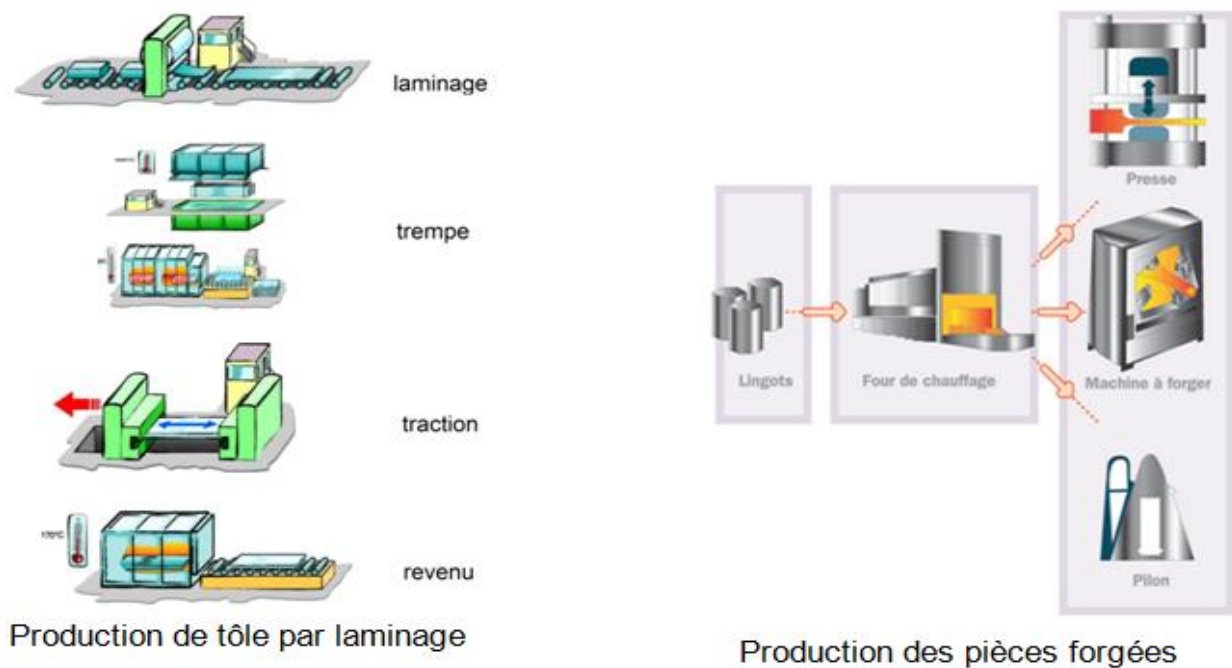


Figure 2.4 : Procédé de fabrication des bruts d'aluminium [Constellium, 2015] [Aubert&Duval, 2015]

- En ce qui concerne les pièces forgées ou matricées, la première étape consiste à effectuer une montée en température du lingot pour le rendre plus malléable au forgeage. Le forgeage consiste en une déformation du métal à chaud entre deux outils plats par martelage ou par pression à l'aide d'une presse de forge, d'une machine à forger ou d'un pilon. Une fois la géométrie obtenue par forgeage, un traitement thermique comme la trempe et un revenu peuvent être réalisés sur la pièce. Les pièces forgées présentent une plus grande résistance mécanique que les pièces laminées. Pour certaines pièces après forgeage, un matriçage peut être réalisé, ce qui s'applique en général aux pièces de formes complexes. La pièce brute est réalisée à partir d'une ébauche métallique positionnée entre deux matrices, puis déformée par martelage ou par pression à l'aide d'une presse à matricer.

La Figure 2.4 présente les trois procédés de fabrication pour les pièces laminées, forgées ou matricées.

1.4 Évaluation de la répartition des contraintes résiduelles

D'une façon générale, la détermination de la répartition des contraintes résiduelles au sein d'une pièce est très complexe de par l'introduction des différents états de contraintes durant le procédé de mise en forme (mécanique, thermique, métallurgique) et de leurs interactions au cours du procédé de fabrication. Deux approches sont alors possibles pour la définition de ces contraintes, une approche purement numérique, avec la définition d'un modèle numérique par éléments finis du comportement du matériau durant les différentes étapes du procédé de fabrication. Cependant, malgré les grandes avancées des modèles numériques durant ces dernières années, le type de modélisation mis en place dépend fortement du comportement propre de chaque matériau. Ainsi, de nombreuses méthodes expérimentales ont été développées en fonction du type de contraintes à mesurer et des caractéristiques dimensionnelles de la pièce à contrôler. L'ensemble de ces méthodes expérimentales peut être séparé en deux grandes familles, avec d'un côté les méthodes destructives ou semi-destructives et de l'autre les méthodes non destructives.

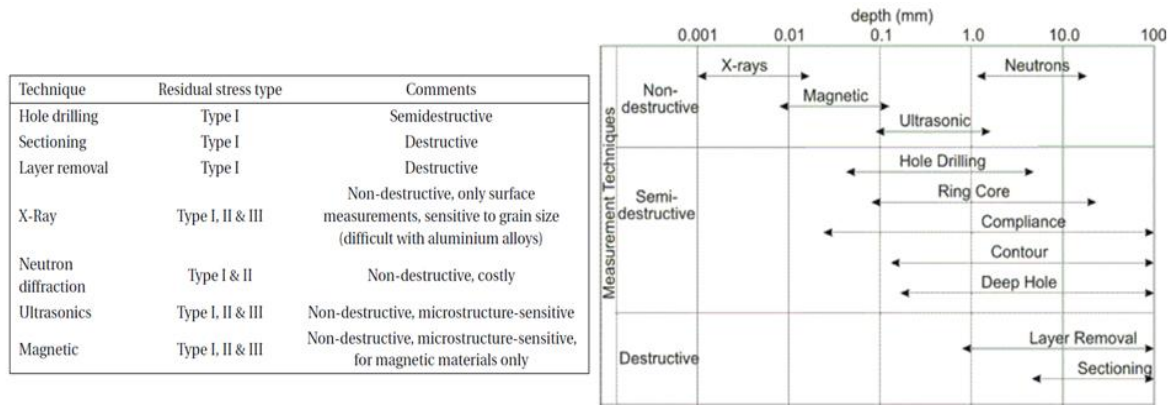


Figure 2.5 : Différentes méthodes de mesure de contraintes et leurs profondeurs de mesure [Withers et Bhadeshia, 2001] [Prime, M. B., 1999]

Comme on peut l'observer sur la Figure 2.5, les méthodes destructives présentent l'avantage de pouvoir mesurer les contraintes résiduelles au plus profond de la pièce. Ce qui est une information clef pour la prédiction du comportement mécanique de la pièce durant les opérations de retrait de matière.

Parmi cet ensemble de méthode, la méthode de la flèche est la méthode retenue dans le projet pour les tôles laminées. Elle permet d'obtenir la cartographie de contrainte sur les tôles d'épaisseur 70 mm et 90 mm. Le principe de cette méthode est le suivant, des couches de matière d'épaisseur constante sont enlevées par usinage et à chaque retrait successif, l'épaisseur retirée et la flèche de déformation sont mesurées. Comme le montre la Figure 2.6, des jauges de contraintes sont placées sur la pièce pour mesurer la déformation associée à chaque retrait.

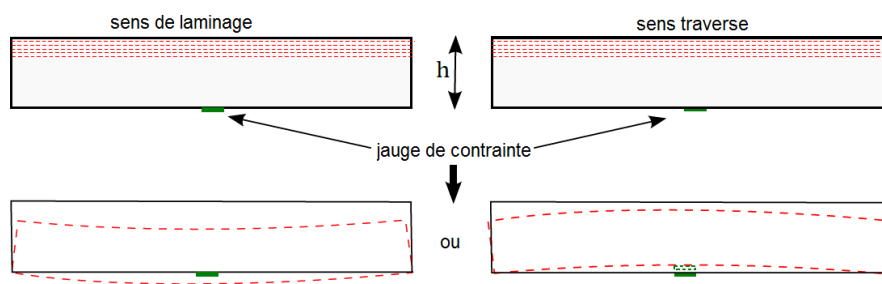


Figure 2.6 : Déformation observée durant la méthode de la flèche [Cerutti et al., 2015]

À partir de ces données, un calcul analytique permet de faire le lien entre la déformation et les contraintes libérées, cette méthode est appliquée sur différents barreaux se situant à différents endroits des tôles dédiées aux essais [Cerutti et al., 2015].

1.5 Conclusion

En conclusion, la littérature propose différents modèles de contraintes résiduelles permettant de les simuler en fonction du procédé de mise en forme. Ces contraintes présentent de nombreux avantages (meilleure résistance à la propagation des fissures), mais aussi peuvent être génératrices de défauts lors des processus d'usinage (déformation non contrôlée). Cela met en avant l'enjeu de pouvoir prédire les contraintes, que cela soit de façon expérimentale ou par simulation numérique. Durant le projet OFELIA, les deux approches ont été mises en avant pour déterminer le champ de contraintes, qui est le point d'entrée des modèles de prédiction de la déformation durant l'usinage.

2 Modélisation mécanique de la scène d'usinage

La déformation induite après usinage est le fruit de plusieurs phénomènes qui interagissent sur la pièce lors de l'opération d'usinage. En effet, après l'influence des contraintes internes, nous pouvons constater que la configuration de la scène d'usinage a un impact sur la qualité géométrique finale de la pièce. Ainsi, nous nous intéressons dans ce paragraphe à l'étude de l'influence de la scène d'usinage. Nous basons notre réflexion sur une modélisation de la scène d'usinage prenant en compte les différents éléments constituant un centre d'usinage et leurs interactions entre eux. Pour rappel, la Cellule Élémentaire d'Usinage (C.E.U.) désigne non seulement un ensemble d'éléments matériels, mais également les liaisons mécaniques entre ces éléments. Le concept est extrêmement important puisqu'il sert de base à l'étude de l'usinage, à la mise en œuvre rationnelle de la production, au réglage, à la gestion des outillages et des informations associées. Les matériels mis en œuvre sont rassemblés dans cinq éléments représentés dans la Figure 2.7 séparée suivant deux catégories. Les trois éléments principaux qui sont : la machine, la pièce et l'outil et les deux éléments interfaces : le porte-pièce (ou montage d'usinage) et le porte-outil. Le concept de cellule élémentaire d'usinage est né du besoin de modélisation du fonctionnement de cet ensemble du point de vue de la commande. La mise en œuvre d'un usinage nécessite de positionner les cinq éléments de la C.E.U. de manière à ce qu'un point de la partie active de l'outil suive la trajectoire choisie par le programmeur dans un référentiel de la pièce. Pour certaines tâches d'usinage complexes, et lorsque la cinématique de la machine offre suffisamment de mobilités, la programmation doit aussi commander l'orientation d'un ou plusieurs axes de l'outil. Afin de décrire au mieux la scène d'usinage, les éléments clefs à étudier concerne la compréhension du modèle géométrique de la machine, de l'interaction entre le porte-pièce et la pièce (bridage) et de contact entre l'outil et la pièce durant l'usinage (effort de coupe, dégagement de chaleur, vibration).

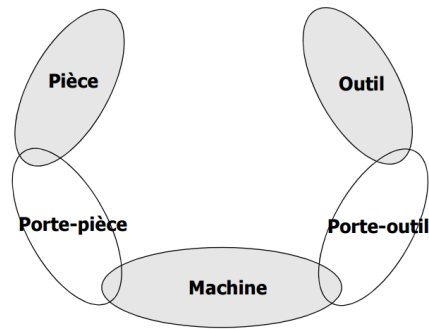


Figure 2.7 : Schéma des éléments de la CEU

2.1 Modèle géométrique de la Cellule Élémentaire d'Usinage

La situation relative de l'outil par rapport à la pièce est assurée par un "assemblage" de corps solides. La liaison entre ceux-ci peut être complète, mais démontable, ou autoriser un mouvement de rotation ou de translation, que ce soit un mouvement de réglage ou d'avance. Deux espaces de description sont distingués: l'espace des tâches et l'espace articulaire. La géométrie des surfaces à usiner et les dimensions du porte-pièce sont décrites dans l'espace des tâches. C'est un espace à trois dimensions. Les mouvements relatifs des éléments de la machine sont représentés dans l'espace articulaire. C'est un espace à autant de dimensions que d'axes motorisés. La Figure 2.8 présente les différents éléments de la C.E.U. et leurs positions par rapport aux différents espaces.

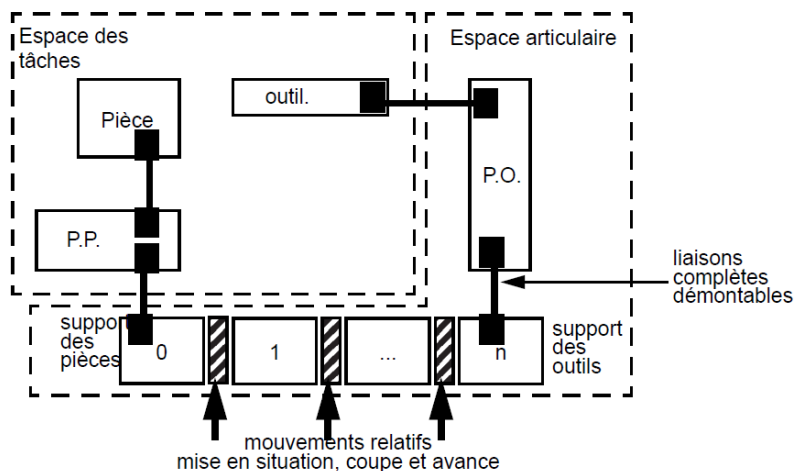


Figure 2.8 : Cellule élémentaire d'usinage

2.2 Modélisation du bridage

Le bridage est un dispositif essentiel permettant de définir la pose de la pièce par rapport à la machine outil et de la maintenir en position à chaque instant et notamment lorsque la pièce est sollicitée par l'outil durant l'usinage, afin de garantir le respect des tolérances géométriques spécifiées sur la pièce. Les principales sollicitations durant l'usinage proviennent des efforts de coupe et éventuellement de la redistribution des contraintes durant l'usinage qui peut générer des déplacements de la pièce si elle n'est pas maintenue correctement.

La conception et définition du bridage est une étape clef dans la définition du processus d'usinage d'une pièce permettant de réduire le nombre d'opérations pour brider la pièce. Les solutions de bridage sont diverses, comme l'utilisation de brides, de crampons, d'éléments mécano-visées, de dépressions, etc.

2.2.1 Différentes fonctions du bridage

La mise en position

Le mouvement d'un solide dans l'espace peut se décrire suivant la combinaison de trois translations et de trois rotations par rapport à une base orthogonale, ces six mouvements représentent les six degrés de liberté solide présentés dans la Figure 2.9.

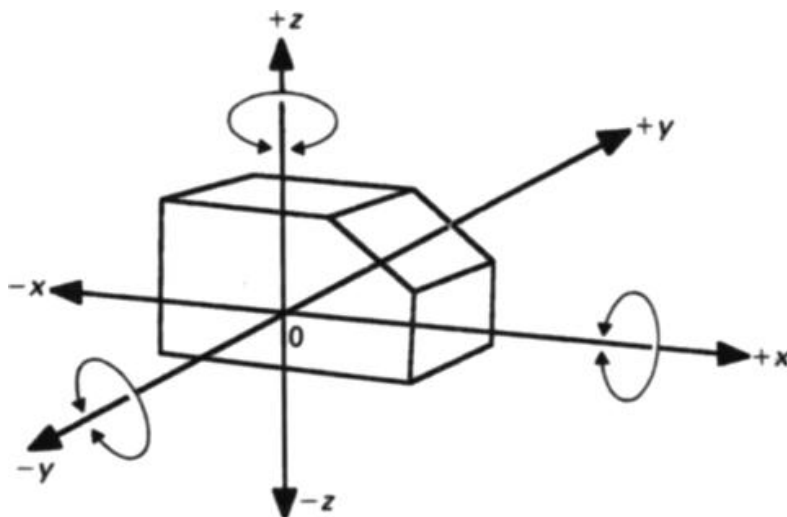


Figure 2.9 : Mouvements de liberté d'une pièce [Trappey et Liu, 1990]

La mise en position consiste à figer le solide dans l'espace en supprimant ses degrés de liberté. La solution pour cela est d'utiliser une ou plusieurs liaisons qui s'opposent aux mouvements. Les liaisons les plus souvent utilisés sont décrites dans le Tableau 2.1:

Liaison	Rotation supprimée	Translation supprimée
Ponctuelle	0	1
Linéaire rectiligne	1	1
Appui plan	2	1
Linéaire annulaire	0	2
Pivot glissant	2	2

Tableau 2.1 : Degrés de liberté supprimée en fonction des liaisons

Dans la plupart des cas, on cherche à supprimer les six degrés de liberté de la pièce pour aboutir à une configuration isostatique et ainsi n'avoir qu'un seul positionnement possible de la pièce. Mais dans le cas des pièces de grandes dimensions, le montage de la pièce peut-être hyperstatique, ce qui permet d'augmenter la rigidité de l'ensemble pièce + montage et éviter les phénomènes perturbants comme la vibration de la pièce durant l'usinage. Cette configuration entraîne des exigences plus importantes sur l'ensemble des surfaces servant à la mise en position de la pièce.

Le maintien en position

L'intérêt du système de bridage est de générer un certain nombre d'efforts à différents endroits pour maintenir la pièce dans sa position initiale. Les efforts de bridage sont appliqués dans des directions opposées aux éléments servant à la mise en position afin d'assurer ce maintien en position. De plus, le bridage n'est pas contraint en nombre, un nombre important de brides sur la pièce permet d'éviter les vibrations générées lors de l'usinage. La Figure 2.10 met en avant différents modèles de brides disponibles pour appliquer un effort sur la pièce et la maintenir en position, nous observons que les solutions tendent vers des solutions avec excentrique pour simplifier les opérations de bridage avant usinage.

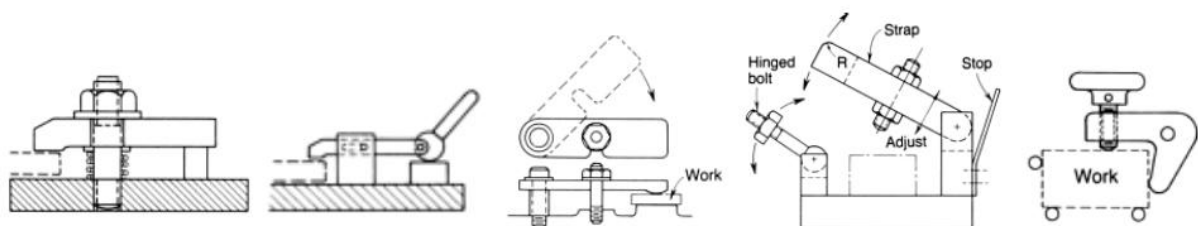
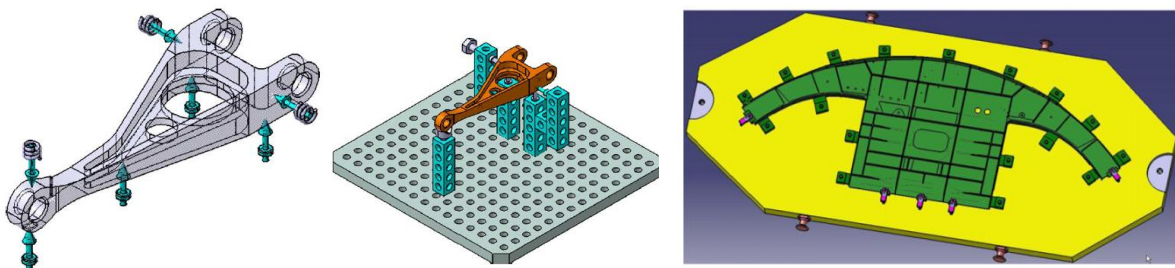


Figure 2.10 : Exemple de bridages [Boyes et al., 1989]

2.2.2 Optimisation du bridage

La conception du montage d'usinage de la pièce dans l'environnement de la machine est une activité clé de la préparation de l'usinage. C'est une opération qui est propre à chaque pièce et la littérature apporte différentes pistes d'optimisation. [Paris, 1995] se propose de formaliser les connaissances sur le bridage et le posage, afin d'intégrer à la gamme le choix de la prise de la pièce en fonction des informations géométriques et technologiques.

Une des solutions consiste à proposer une méthode de conception de bridages à partir d'une base de connaissance [Hunter Alarcón et al., 2010] [Hunter et al., 2005] [Hunter et al., 2006]. Cette méthode repose sur une base de connaissance de l'ensemble des solutions standards existant dans le commerce. En définissant sur la CAO de la pièce usinée l'ensemble des surfaces permettant la mise et le maintien en position de la pièce, l'algorithme propose une solution complète de bridage de la pièce. Le cas spécifique de l'usinage des pièces aéronautiques de grandes dimensions est traité de façon plus approfondie dans les travaux de [Zhou, X. et al., 2007]. Comme on peut le voir sur la Figure 2.11, en fonction de la géométrie de la pièce, le système identifie les différentes zones de bridage pour proposer des éléments modulaires pouvant assurer la mise en position et le bridage.



*Figure 2.11 : Génération de montages par base de connaissance
[Hunter et al., 2005] [Zhou, Y. et al., 2011]*

La solution obtenue par les auteurs précédents n'est pas forcément la solution optimale, c'est pour cela que d'autres approches sont proposées. Ainsi, [Zheng et Chew, 2010] proposent une approche purement géométrique pour localiser l'ensemble des points d'appui et ainsi réduire les efforts et les défauts de mise en position. Cette méthode repose sur une discrétisation de l'espace des solutions et recherche une configuration optimale à partir d'un algorithme de Gilbert-Johnson-Keerthi qui calcule pour chaque cas la distance entre les éléments de bridage et la pièce. Ces travaux montrent que la position des points d'appui et des brides présentent un réel impact sur la qualité de l'usinage en terme de respect des tolérances géométriques et permettent ainsi de valider les règles métiers usuelles en usinage [Moroni et al., 2014].

Par expérience trois phénomènes peuvent générer des déplacements de la pièce durant l'usinage.

Tout d'abord, de façon purement mécanique, le bridage a pour principale fonction de garantir le maintien de la pièce sous les sollicitations générées par l'outil durant l'usinage (les efforts de coupe). Les éléments de bridage doivent assurer le contact permanent de la pièce avec les éléments de mise en position et le non glissement. Subrahmanyam propose une modélisation de corps rigide appliquée à la pièce pour positionner l'ensemble des brides et valider que les efforts de l'outil sur la pièce ne génère pas de perte de contact ou de glissement (effort nul à un contact ou inférieur à l'effort limite de glissement [Subrahmanyam, 2002]).

Le second phénomène générateur de défauts est la vibration de la pièce durant l'usinage et plus particulièrement dans le cas de l'usinage des parois fines. La résolution de ce problème passe par une modélisation par éléments finis du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage. Wang propose un état de l'art sur l'ensemble des avancées dans le domaine de la modélisation par éléments finis qui permet d'estimer les déformations ou vibrations de la pièce durant l'usinage et ainsi proposer une optimisation du positionnement des brides [Wang, H. et al., 2010]. Liao utilise une modélisation par éléments finis et la dynamique des corps rigides pour décrire la scène d'usinage [Liao et Hu, 2000]. Les butées sont décrites par un modèle masse/ressort/amortisseur, ce qui lui permet d'évaluer les fréquences de vibrations et les déplacements de la pièce durant l'usinage en fonction des positions des brides. Wang propose une campagne expérimentale pour étudier l'influence des systèmes de bridages retenus sur le comportement vibratoire de parois fines durant l'usinage [Wan et Zhang, 2013]. Tadic propose une campagne plus approfondie sur l'étude du comportement dynamique du contact entre la pièce et le porte-pièce [Tadic et al., 2014]. Une autre approche est mise en avant par [Meter et al., 2001], qui propose une modélisation par un modèle linéaire du contact entre la pièce et les brides. Cette étude permet de déterminer l'effort minimum nécessaire pour éviter le glissement de la pièce sur ses appuis. [Paris et Brissaud, 2000] abordent aussi ce problème d'effort minimum nécessaire au bridage de la pièce en effectuant un bilan des forces exercées sur la pièce durant l'usinage.

Enfin, l'évolution des contraintes internes durant l'usinage engendre des déformations de la pièce et ainsi entraîne des défauts sur la pièce. Vasundara propose une description de la scène d'usinage par éléments finis et en utilisant un algorithme génétique et surface de réponse pour optimiser le placement des brides [Vasundara et al., 2012]. Dans les cas simples, l'algorithme de surface de réponse permet de proposer un modèle analytique qui évite les temps de calcul longs par éléments finis.

L'ensemble de ces travaux propose une avancée sur le placement des brides, mais il est important de traiter la minimisation du nombre de brides, qui est recherchée pour réduire les temps improductifs et les risques de collision avec l'outil. Il est donc essentiel de trouver des solutions qui proposent le nombre minimal de brides nécessaire et leurs positionnements. En se basant sur une approche purement analytique, des auteurs proposent une méthode d'optimisation par résolution d'un problème non linéaire [Zeng et al., 2012] [Wan et Zhang, 2013]. Il existe de nombreuses méthodes d'optimisation, comme les méthodes de types SQP continues ou discrètes, les algorithmes génétiques continus ou discrets que l'on retrouve dans les travaux de [Krishnakumar et Melkote, 2000],[Vallapuzha et al., 2002] ou [Kaya, 2006].

La littérature montre ainsi que les concepts associés à l'évaluation mécanique du comportement de la pièce bridée sont bien partagés par la communauté. Les calculs par éléments finis sont quasi systématiquement utilisés, ce qui peut poser des difficultés en temps de calcul dans un cycle d'optimisation de proposition de gamme. Il faut noter que peu de cas abordent des cas industriels et traitent des pièces homogènes sans contraintes internes, aux géométries simples avec un montage isostatique. Plus particulièrement, l'interaction entre les sollicitations liées au bridage et l'évolution de l'état des contraintes internes pendant l'usinage n'est pas abordée. Or dans les cas industriels, des phénomènes d'arrachement de brides sont observés, par une sous-estimation des efforts générés par l'évolution de l'état de contraintes interne. La position des brides sur la pièce permet de réaliser une précontrainte sur la pièce et ainsi contrôler sa déformation pendant et après l'usinage.

2.3 Modélisation de la coupe

La modélisation de l'interaction entre l'outil et la pièce durant l'usinage permet d'analyser les sollicitations de la pièce durant l'usinage. Dans cette partie, l'influence de l'effort de coupe, de l'échauffement lors de l'usinage et des vibrations sur la déformation de la pièce sont traités. Cela passe avant une étape de modélisation pour définir des ordres de grandeur de ces actions. L'analyse réalisée dans ce paragraphe nous permet de proposer des postulats sur les phénomènes de coupe influençant la déformation d'une pièce après usinage.

2.3.1 Modélisation de l'effort de coupe

Lors de l'usinage, la coupe peut être modélisée à différentes échelles et les paramètres mis en jeu sont différents suivant le contexte de l'étude, une représentation de ces échelles est mis en avant dans la Figure 2.12. Chaque échelle de modélisation présente ses méthodes

de modélisation propres. L'échelle macroscopique se focalise sur l'interaction entre l'ensemble porte-outil/outil et la pièce durant l'usinage et prend en compte le comportement réel de la machine durant l'usinage. Cette échelle permet de prendre en compte des phénomènes de vibration ou de rigidité de la machine durant l'usinage dans les modèles d'effort de coupe. Les travaux de Hélène Chanal sur la modélisation de l'effort de coupe généré lors des opérations de rainurage et perçage sur une machine à structure parallèle ont mis en avant le lien entre les défauts sur la pièce et la rigidité de la machine [Chanal, 2006]. L'échelle mésoscopique se place au niveau de l'interaction entre la pièce et l'arête de coupe au niveau de la zone de formation du copeau. Cette échelle permet d'étudier les phénomènes thermomécaniques engendrés sur la pièce sans prendre en compte les aspects métallurgiques. Ce cadre d'étude permet aux travaux de Vincent Wagner de mettre en avant l'influence des paramètres de coupe sur la morphologie du copeaux [Wagner et al., 2012].

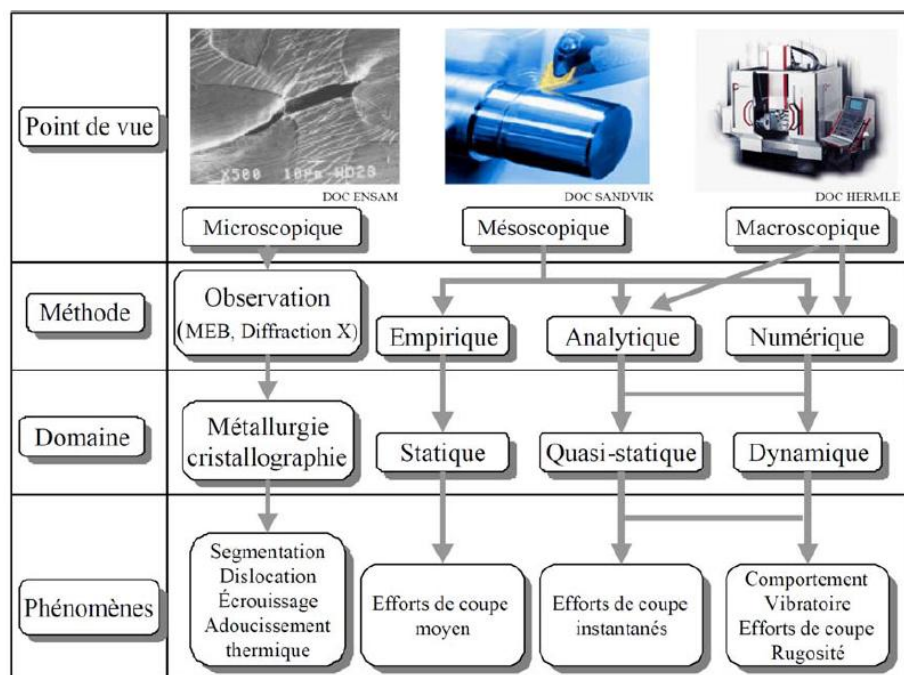


Figure 2.12 : Différentes échelles d'étude sur la modélisation de la coupe [Cherif, 2003]

L'échelle microscopique se focalise sur les changements métallurgiques au sein de la pièce durant l'usinage pour étudier des phénomènes comme la formation des copeaux ou la modification de l'état résiduel en surface. Néanmoins, ce point de vue n'est pas dédié à la modélisation de l'effort de coupe.

Notre étude sur la modélisation de l'effort de coupe se place au niveau de l'échelle mésoscopique, car l'objectif est d'obtenir un modèle d'effort de coupe général qui ne prend

pas en compte la dynamique et rigidité de la machine. Les principaux travaux de [Oxley, 1989] [Toenshoff et Denkena, 2013] [Arrazola et al., 2013] résument l'ensemble des avancées sur la modélisation de l'effort de coupe. Pour ces modèles, il est essentiel de modéliser la zone de formation du copeau, les travaux expérimentaux de [Ernst, 1938] mettent en avant la genèse de cette formation par une déformation plastique au niveau du métal le long de l'arête de coupe. Sur la Figure 2.13, on observe un modèle expérimental développé par Ernst en 1938 sur la zone de formation du copeau et l'ensemble des efforts engendrés lors du processus de coupe.

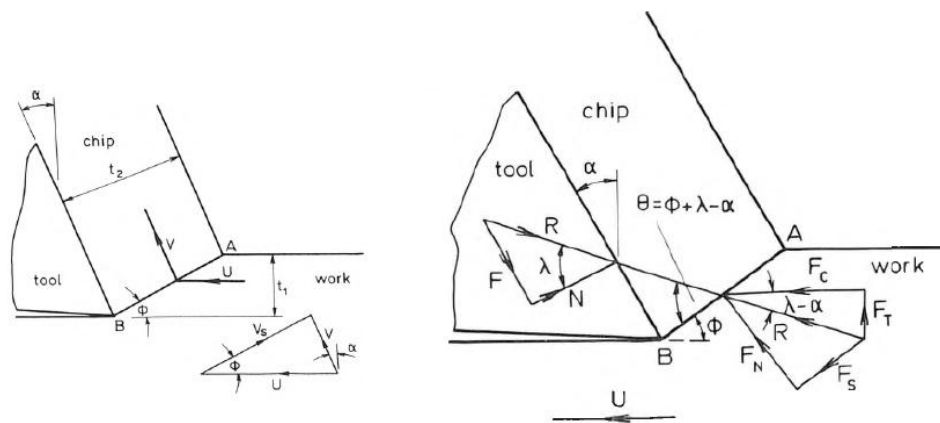


Figure 2.13 : Zone de formation du copeau et modèle d'effort, [Oxley, 1989]

Les approches les plus simples pour modéliser l'effort de coupe sont une modélisation suivant un plan 2D nommé plan de cisaillement. [Merchant, 1945] propose une approche où le copeau est formé suivant un plan dont l'inclinaison forme un angle ϕ avec la surface usinée. La définition de cet angle est effectuée de façon expérimentale et sert de base à la définition de l'effort de coupe. Merchant considère que le copeau se trouve dans un état d'équilibre soumis à l'action de deux forces égales et de composantes opposées. La force R qui correspond à l'effort exercé par l'outil sur la surface arrière du copeau et la force R' exercée par la pièce sur la pièce au niveau de la zone de cisaillement. Dans ce modèle présenté dans la Figure 2.14, des simplifications sont faites pour considérer un effort maximal de cisaillement provenant de l'effort de coupe suivant une seule direction et constant contenu dans le plan de cisaillement.

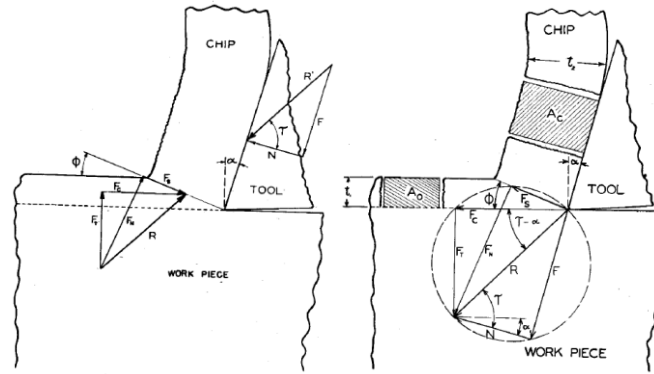


Figure 2.14 : Modélisation suivant le plan de cisaillement de Merchant [Merchant, 1945]

[Lee, E. H. et Shaffer, 1949] proposent un modèle toujours basé sur un plan de cisaillement, mais l'effort maximal de cisaillement n'est plus considéré constant suivant une seule direction. Il est considéré comme un champ de contraintes de cisaillement contenu dans le triangle ABC mis en avant dans la Figure 2.15, la zone BC correspondant à la zone de contact entre le copeau et la surface de coupe.

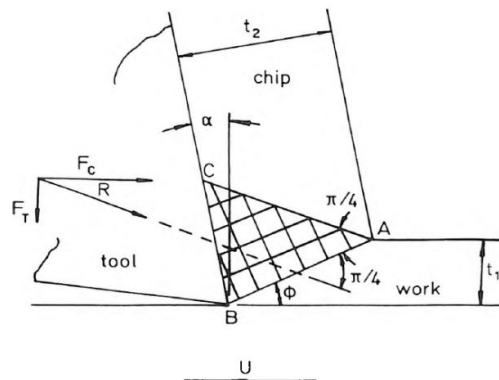


Figure 2.15 : Modélisation suivant le plan de cisaillement de Lee et Shaffer [Oxley, 1989]

Ces modèles ont permis d'avoir une première modélisation des efforts de coupe, mais avec de nombreuses approximations comme la non prise en compte de l'échauffement ou considérer le coefficient de friction constant suivant le plan de cisaillement, ils coïncident difficilement aux essais expérimentaux. [Oxley et Hastings, 1977] conduit une étude sur l'influence de la vitesse de coupe sur l'échauffement de la zone de cisaillement et donc une modification de la valeur de l'effort de cisaillement. Ce modèle plus complet prend en compte les conditions d'usinage qui font évoluer l'angle de cisaillement. Pour affiner les modèles au niveau de l'interface entre l'outil et le copeau, d'autres phénomènes lors de l'usinage sont à prendre en compte, comme le glissement entre l'arête de coupe et le copeau et l'influence de la forme de l'arête de coupe. Ces modèles sont peu aisés à mettre en place du fait du

nombre important de paramètres à prendre en compte, c'est pour cela que pour la suite, nous nous intéressons à des modèles plus simples de l'effort de coupe lors du fraisage.

En se plaçant dans le cas du fraisage, on s'intéresse maintenant à la modélisation de l'effort de coupe entre l'outil et la pièce. À cet effet, [Chérif et al., 2004] conduit le développement d'un modèle générique basé sur la méthode de Oxley pour prédire l'effort en fonction des différents paramètres de coupe. Une des principales approches est de considérer l'ensemble des actions mécaniques agissant sur l'outil et plus précisément le long de la dent de l'outil. Les travaux de [Choi, J.-G. et Yang, 1999] [Larue et Anselmetti, 2003] [Landon et al., 2004] abordent cette modélisation en détail. Pour ce modèle, l'arête est discrétisée par un plan orthogonal à l'axe de l'outil. Les efforts de coupe exercés sur chaque section sont évalués et sommés. Cette approche est une solution permettant d'avoir une bonne prédiction de l'effort global de l'outil sur la pièce, tout en prenant en compte l'ensemble des conditions d'usinage.

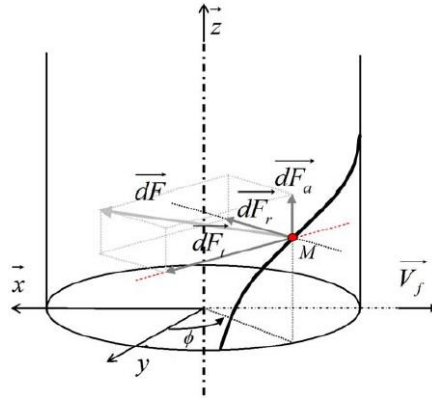


Figure 2.16 : Efforts de coupe à un point M de la dent de l'outil [Chanal, 2006]

Les travaux de [Chanal, 2006] présentent une modélisation en prenant le cas d'une fraise à une dent durant une opération de rainurage, on considère que le point M est soumis à un effort \vec{dF} . Cet effort peut être décomposé suivant trois directions, avec l'effort de coupe \vec{dF}_t suivant l'orientation de l'effort de coupe \vec{V}_c , l'effort radial \vec{dF}_r suivant le rayon de la fraise et l'effort axial \vec{dF}_a suivant l'axe de la fraise. Ces trois forces peuvent s'exprimer en fonction des différents coefficients désignant les pressions de coupe (K_t , K_r et K_a) et de la section du copeau d'épaisseur dz ($h(\phi, dz)$). Pour obtenir l'effort de coupe, il suffit de sommer les trois éléments décrits précédemment sur la hauteur en prise de la fraise dans la matière, soit l'engagement axial (a_a). Ce qui nous donne :

$$\vec{F} = \int_0^{a_a} \vec{dF} = \int_0^{a_a} (\vec{dF}_t + \vec{dF}_r + \vec{dF}_a) \quad (2.2)$$

$$\vec{F} = \int_0^{a_a} \left((\|\vec{dF}_t\| \cos(\phi(z)) + \|\vec{dF}_r\| \sin(\phi(z)))\vec{x} + (\|\vec{dF}_t\| \sin(\phi(z)) - \|\vec{dF}_r\| \cos(\phi(z)))\vec{y} + \|\vec{dF}_a\|\vec{z} \right) \quad (2.3)$$

En se basant sur les travaux de [Choi, J.-G. et Yang, 1999] qui déterminent la section du copeau en fonction de la position angulaire de la dent, l'expression de l'effort de coupe peut être développée pour être donnée en fonction de l'angle d'engagement de l'outil (ϕ_{sup} et ϕ_{inf}), de l'angle d'hélice de la fraise (β), du rayon de la fraise (R) et de l'avance à la dent (f_z). Ce qui donne après développement :

$$F_x = \frac{Rf_z}{\tan \beta} \left[-\frac{K_t}{4} (\cos(2\phi_{sup}) - \cos(2\phi_{inf})) + \frac{K_r}{2} \left(\phi_{sup} - \phi_{inf} - \frac{\sin(2\phi_{sup}) - \sin(2\phi_{inf})}{2} \right) \right] \quad (2.4)$$

$$F_y = \frac{Rf_z}{\tan \beta} \left[\frac{K_t}{2} \left(\phi_{sup} - \phi_{inf} - \frac{\sin(2\phi_{sup}) - \sin(2\phi_{inf})}{2} \right) + \frac{K_r}{4} (\cos(2\phi_{sup}) - \cos(2\phi_{inf})) \right] \quad (2.5)$$

$$F_z = \frac{Rf_z}{\tan \beta} K_a [\cos(\phi_{inf}) - \cos(\phi_{sup})] \quad (2.6)$$

Ce modèle a pu être validé par des essais expérimentaux sur centre d'usinage à l'aide d'une table Kistler permettant de déterminer les efforts d'usinage suivant trois directions. La mesure d'efforts étant bruitée, il est validé que les efforts simulés par le modèle et les efforts mesurés lors des essais présentent les mêmes caractéristiques sur la période, la valeur moyenne et les valeurs maximales et minimales d'effort durant l'opération de rainurage.

Pour déterminer les efforts lors d'une opération de fraisage, une des approches consiste à estimer ou mesurer par la puissance de la broche lors de l'usinage. Plusieurs modèles existent pour déterminer la puissance consommée par la broche lors d'une opération de fraisage. La puissance étant fonction du matériau utilisé, la détermination du coefficient spécifique de coupe est essentielle, nous prenons ici un K_c égal à 1366 N / mm². De plus, la puissance de la broche est une information facilement accessible lors de l'usinage et cela permet d'obtenir une bonne approximation de l'effort de coupe moyen lors des opérations d'usinage.

En prenant en compte, la vitesse de coupe (V_c), la section du copeau (A_{Dm}) et le nombre de dents en prise (Z'), la relation suivante permet d'obtenir la puissance en Watt (W) :

$$P_c = A_{Dm} \cdot K_c \cdot V_c \cdot Z' \quad (2.7)$$

En développant la formule de la section moyenne du copeau, on a :

$$A_{Dm} = a_a \cdot h_m = a_a \cdot \frac{a_r \cdot f_z}{\varphi \cdot R} \quad (2.8)$$

De plus, on a la relation :

$$Z' = Z \cdot \frac{\varphi}{2\pi} \quad (2.9)$$

En remplaçant l'ensemble dans l'équation 2.7, on obtient :

$$P_C = \frac{a_a \cdot a_r \cdot f_z \cdot Z \cdot K_c \cdot V_c}{\pi \cdot D} \quad (2.10)$$

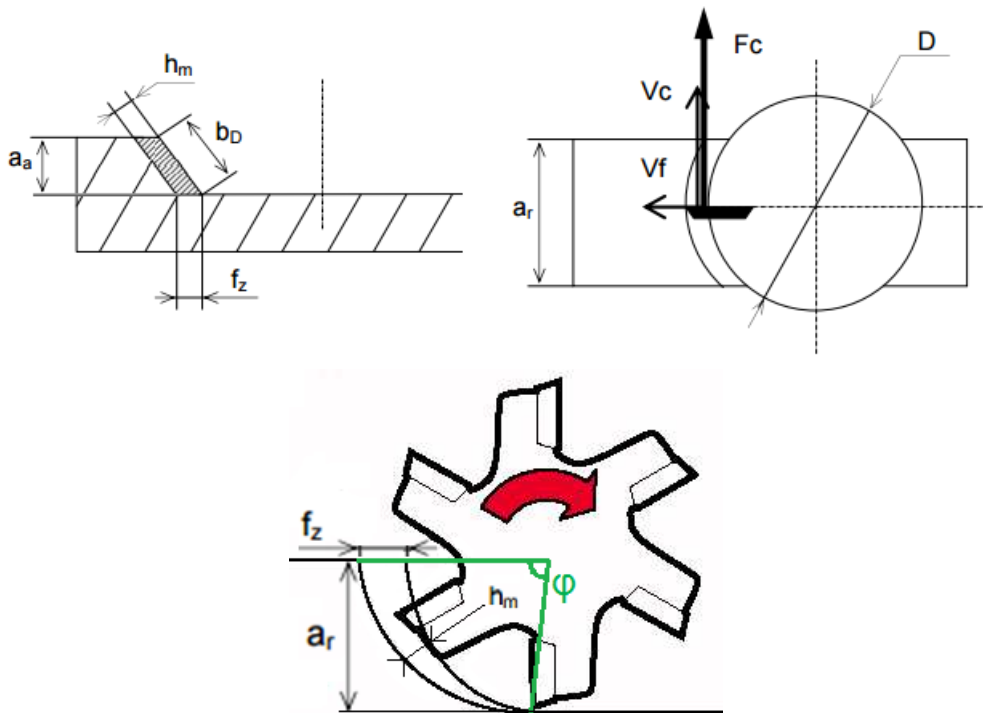


Figure 2.17 : Paramètres de coupe lors du fraisage

Dans ce cas de figure, on sait que la vitesse d'avance peut être définie de la façon suivante :

$$V_f = f_z \cdot Z \cdot N = f_z \cdot Z \cdot \frac{V_c}{\pi \cdot D} \quad (2.11)$$

D'où en reprenant l'équation précédente en unités S.I. :

$$P_c = K_c \cdot a_a \cdot a_r \cdot V_f \quad (2.12)$$

Or le débit copeau en usinage est définie par :

$$Q = a_a \cdot a_r \cdot V_f \quad (2.13)$$

Ce qui nous permet d'obtenir :

$$P_c = K_c \cdot Q \quad (2.14)$$

Sur un second point de vue, la puissance est définie en fonction de la somme des efforts et des vitesses pour chaque dent :

$$P_c = \sum F_{ci} \cdot V_{ci} = F_{moy} \cdot V_c \quad (2.15)$$

Ce qui nous permet de définir l'effort de coupe moyen de deux façons :

$$F_{moy} = \frac{P_c}{V_c} \quad (2.16)$$

ou

$$F_{moy} = \frac{K_c \cdot Q}{V_c} \quad (2.17)$$

Ces deux approximations permettent d'obtenir l'effort de coupe moyen en fonction de paramètres facilement mesurables lors de l'usinage comme les débits copeaux ou des puissances de la broche des machines.

Nous pouvons constater que l'effort de coupe présente un lien fort avec les paramètres de coupe. La littérature s'est intéressée à son influence sur la modification de contraintes résiduelles. [Fuh et Wu, 1995] est le premier à proposer un modèle basé sur des essais pour prédire les contraintes résiduelles finales lors du fraisage d'un alliage d'aluminium. Ces travaux font varier la vitesse de coupe, l'avance à la dent, la profondeur de passe et le rayon de coin de l'outil pour étudier leurs impacts sur les contraintes résiduelles. Un modèle n'a pas pu être mis en place en prenant l'ensemble des conditions d'usinage, mais cette

première investigation met en avant que la réduction de l'effort de coupe entraîne une diminution des contraintes résiduelles en surface. De nombreux travaux réalisés par Denkena ont permis de mettre en avant le lien entre les efforts de coupe et la modification de contraintes résiduelles [Denkena, B. et al., 2006] [Denkena, B. L. D. L., 2008] [Denkena, B. et Leon, 2008]. Ces travaux montrent une influence significative du rayon de coin sur les contraintes résiduelles dans le cas de l'usinage de parois épaisses, principalement due au procédé de formation du copeau qui présente un frottement plus important entre l'outil et le copeau. Mais ces travaux prouvent que l'impact se situe sur une zone proche de la surface, à des profondeurs inférieures à 250 μm , ce qui nous permet faire l'hypothèse que la variation d'effort de coupe n'a pas d'impact sur la déformation finale de la pièce.

2.3.2 Phénomène thermique durant l'usinage

Lors de la phase d'usinage, un dégagement de chaleur provenant de l'interface entre l'outil et la pièce usinée est observé. Les origines de ce dégagement de chaleur proviennent principalement de trois phénomènes qui apparaissent lors du processus de formation du copeau.

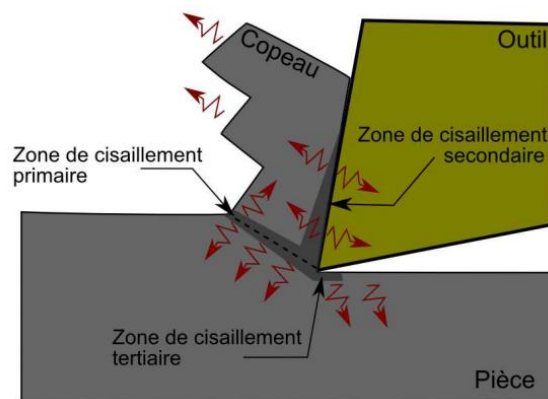


Figure 2.18 : Transfert de chaleur lors d'une coupe orthogonale [Le Coz, 2012]

Les travaux de [Le Coz, 2012] présentent les trois zones qui engendrent un dégagement de chaleur présenté dans la Figure 2.18:

- Dans la zone de cisaillement primaire apparaît un cisaillement de grande intensité au niveau de la zone de formation du copeau, cette déformation plastique entraîne un fort dégagement de chaleur évacué principalement par le copeau;
- Dans la zone de cisaillement secondaire, la formation du copeau entraîne un frottement entre l'outil et le copeau, ce dégagement de chaleur est évacué en partie par le copeau et par l'outil par conduction thermique;

- Dans la zone de cisaillement tertiaire, il existe un frottement entre l'outil et la surface usinée, le dégagement de chaleur produit entraîne un échauffement de la face en dépouille de l'arête de coupe et de la surface usinée.

Lors de l'usinage de la pièce et plus particulièrement lors de l'usinage UGV, la communauté considère que 80% de la chaleur est évacuée par le copeau, 10% par l'outil et 10% par la pièce. La chaleur transmise à la pièce peut engendrer des modifications du champ de contraintes au sein de la pièce. C'est pour cela que de nombreux travaux sont mis en place pour estimer la température à l'interface outil/pièce. Deux approches sont mises en avant, une approche analytique ou approche expérimentale basée sur la mesure de la température lors de l'usinage. Les articles de [Abukhshim et al., 2006] [Bacci et Wallbank, 1999] présentent une revue des différents modèles ou méthodes utilisés.

Les travaux de thèse de [Leon Garcia, 2010] sur les contraintes résiduelles induites lors de l'usinage de l'alliage d'aluminium 7449 mettent en avant une mesure de la température sur la surface de la pièce lors de l'usinage. L'utilisation d'une caméra thermique et de thermocouples sur la pièce permet d'avoir un ordre d'idée des températures en fonction des paramètres d'usinage, l'auteur observe une augmentation de la température en fonction de la vitesse de coupe. La Figure 2.19 illustre l'échauffement de l'outil pendant une opération d'usinage, ce qui permet d'observer sur les essais que les températures varient de 20°C à 65°C en prenant des conditions proches des contraintes industrielles et pendant un laps de temps très court. Ainsi, nous considérons que dans les conditions du protocole expérimental de l'étude, le dégagement thermique lors de l'usinage n'engendre pas de modification des contraintes significatives en surface de la pièce.

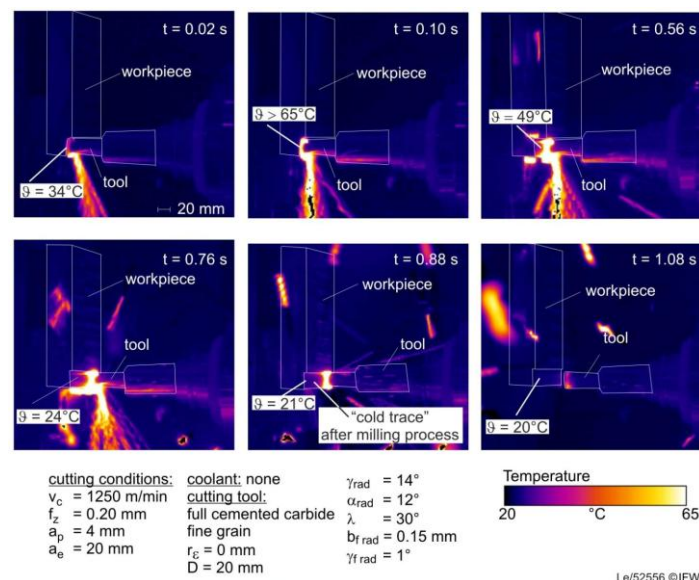


Figure 2.19 : Mesure de température lors de l'usinage [Leon Garcia, 2010]

L'ensemble des travaux de la littérature montre une influence des paramètres de coupe sur la température. Toutefois, dans le cas des alliages d'aluminium qui présentent un fort coefficient de dissipation de chaleur, la variation de la température lors de l'usinage n'est pas un paramètre influent dans le processus de déformation après usinage. Ce constat est renforcé dans le cas des pièces ne présentant pas de paroi fine et pour lesquelles l'usinage est réalisé en utilisant la lubrification.

2.3.3 Phénomènes vibratoires durant l'usinage

Depuis le début du XX^{ème} siècle, les vibrations lors de l'usinage sont un problème majeur, le phénomène d'ondulation entre l'outil et la surface usinée lors du processus de coupe engendre de nombreux défauts sur la surface de la pièce usinée. Comme cité dans le livre de [Taylor, 1907] sur la compréhension des phénomènes de coupe, la vibration est un phénomène majeur appréhendé par les usieurs dans le but de réduire le nombre de rebuts en usinage. Les travaux de [Wehbe, 2010] recensent trois types de vibrations, les vibrations libres en réponse à un choc, elles n'interviennent pas lors de l'usinage, mais sont bénéfiques dans l'étude de rigidité des structures des machines ou de l'outil, dans le cas du sonnage. Les vibrations forcées qui apparaissent lors d'un chargement cyclique, par exemple lors de l'usinage en tournage de pièce qui présente un défaut d'excentrique. La dernière catégorie à l'origine de la majorité des défauts de surface en usinage provient des vibrations auto-entretenues générées par un broutement de l'outil lors de l'usinage. [Tobias et Fishwick, 1958] explique ce phénomène dans le cas du fraisage comme étant dû à la variation de la section du copeau entre le passage des différentes dents sur la surface usinée. Cette modification de section entraîne des variations dans l'effort de coupe qui peuvent se traduire par des vibrations lors de l'usinage. Cette variation d'effort est donc dépendante des conditions d'usinage, un jeu de conditions d'usinage qui réduit ces vibrations peut être défini. L'approche la plus utilisée dans la littérature est l'utilisation du diagramme des lobes de stabilités, comme le présente [Altıntaş et Budak, 1995]. Ces diagrammes permettent d'identifier des zones de stabilité lors de l'usinage en fonction de la vitesse de rotation de la broche et de la prise de passe axiale, le diagramme des lobes de stabilité en fonction de la vitesse de rotation et la profondeur de passe axiale est présenté dans la Figure 2.20.

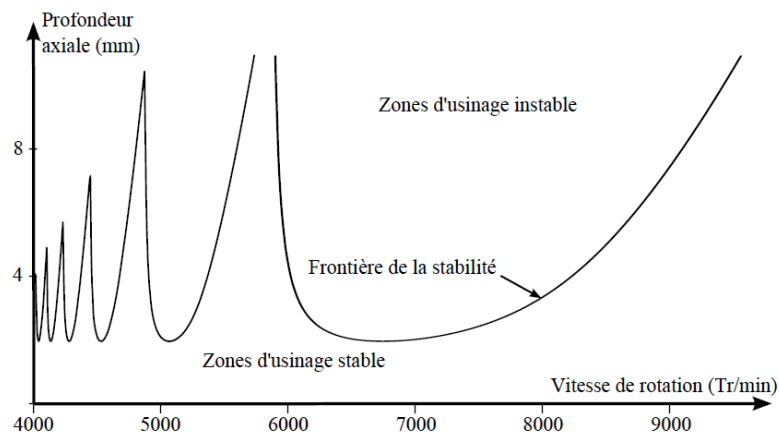


Figure 2.20 : Lobe de stabilité en usinage [Altıntaş et Budak, 1995]

L'enjeu des lobes de stabilité devient critique pour l'usinage des parois minces, [Arnaud et Dessen, 2002] présentent une modélisation du comportement vibratoire d'une pièce et de l'effort de coupe lors de l'usinage dans l'objectif de proposer rapidement un jeu de conditions de coupes optimales.

L'autre enjeu sur les vibrations des parois minces est la compréhension du comportement de la zone usinée. En effet, une évolution des mouvements de la paroi apparaît durant l'usinage avec l'enlèvement de matière. Il est donc nécessaire de prédire le comportement mécanique de la pièce lors de l'usinage, une approche par éléments finis peut être utilisée [Campa et al., 2007].

De nombreux travaux portent donc sur l'optimisation des conditions de coupe dans le cas des parois minces dans l'objectif d'obtenir des gains en productivité et ainsi éviter les approches actuelles de réduction de la prise de passe radiale. Dans notre étude, les pièces ne présentent pas de parois minces, ce qui nous permet de ne pas prendre en compte les phénomènes de vibration lors de l'usinage.

2.4 Bilan des actions exercées sur la pièce durant l'usinage

Lors de notre étude sur le procédé d'usinage d'une pièce, nous avons observé que le bridage est un point clef et nécessite une intégration dans les modèles de prédictions du comportement mécanique de la pièce lors de l'usinage. De même, il est primordial de garantir le maintien de la pièce pendant l'usinage tout en minimisant le nombre de brides. Le bridage dans certain cas peut déformer la pièce, pour cela il est alors nécessaire de maîtriser l'effort minimal de maintien en position de la pièce.

De plus, l'analyse du procédé de coupe nous permet de faire l'hypothèse que l'effort de coupe ne génère pas une modification du champ de contraintes à des profondeurs

significatives au sein de la pièce, ce qui nous permet de supposer que les conditions de coupe ont une influence négligeable sur la déformation globale de la pièce. Ceci est un point clef pour la suite du projet, car l'étude sur la morphologie des copeaux en usinage est étroitement liée à ces conditions, nous pourrions donc proposer des solutions de gammes qui visent à minimiser la déformation tout en optimisant le rendement du recyclage des copeaux.

Les aspects thermiques sont à négliger et plus particulièrement dans le cadre de cette thèse qui porte sur l'usinage de l'alliage d'aluminium 2050. Les températures lors de l'usinage ne sont pas assez élevées en intensité et en temps d'application pour générer une modification du champ de contrainte. Le dernier point qui porte sur les vibrations lors de l'usinage peut aisément être écarté, car les pièces de structure de ce projet présentent une grande rigidité et lors de l'usinage, seuls des outils de diamètre important sont utilisés. Ainsi, nous considérons dans ce projet que l'évolution du champ de contraintes internes générant une déformation de la pièce provient seulement du retrait de matière liée à l'opération d'usinage.

3 Évolution des contraintes internes durant l'usinage

Plusieurs travaux présentent des méthodes pour simuler l'enlèvement de matière durant l'usinage. Durant la phase d'usinage, le passage de l'outil génère un retrait de matière et crée une modification de l'état de contrainte au sein de la pièce afin d'en assurer l'équilibre. L'intérêt de la simulation porte donc sur le calcul de l'ensemble des états intermédiaires de la pièce après rééquilibrage des contraintes pour chaque passe d'usinage. Les quatre principales méthodologies sont les suivantes :

- "The deactivation method" présentée dans l'article de [Sheng Ping et Padmanaban, 2004] est basé sur un maillage de la pièce par des éléments hexaédriques dont la taille dépend des paramètres de coupe et de l'outil retenu. Afin de simuler le retrait de matière, les éléments sont désactivés un par un suivant le trajet de l'outil et à chaque étape un nouvel état de contraintes équilibré est calculé comme présenté sur la Figure 2.21. Cette méthode est basée principalement sur le maillage défini à partir de la pièce brute et ne peut donc pas facilement s'adapter aux différentes stratégies d'usinage. De plus, le maillage fin, nécessaire à la simulation de l'enlèvement de matière le long des trajectoires de l'outil, entraîne un temps de calcul trop important pour la simulation de pièces aéronautiques de grandes dimensions.

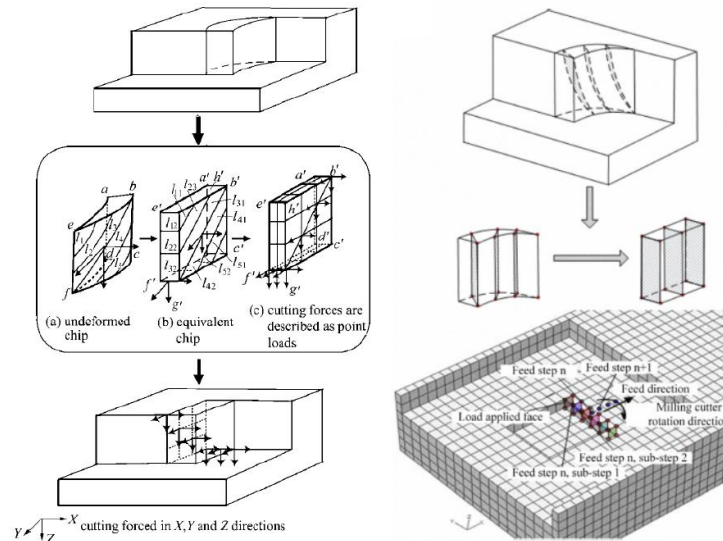


Figure 2.21 : "The deactivation method" [DONG et KE, 2006] et [Bai et al., 2010]

- "The level-set method" proposée par le Cenaero (Centre d'Excellence en Recherche aéronautique) et implantée dans le logiciel Morfeo® est basée sur une fonction de distance ϕ de type level-set pour décrire la position de l'outil au cours de la séquence d'usinage [Pierard et al., 2008a] [Pierard et al., 2008b]. Cette fonction ϕ présentée sur la Figure 2.22 de la thèse de [Poulhaon, 2015] a pour caractéristique d'avoir une valeur positive pour les éléments se trouvant à l'extérieur de l'enveloppe de l'outil, une valeur nulle pour ceux se trouvant sur l'enveloppe et une valeur négative à l'intérieur. Cette fonction est évaluée pour chaque position de l'outil durant l'usinage, ce qui permet de distinguer les zones se trouvant à l'intérieur de l'enveloppe qui sont usinées et les zones extérieures qui restent brutes. À chaque étape d'usinage, les conditions limites le long du parcours de l'outil sont modifiées, ce qui entraîne un calcul du rééquilibrage des contraintes et des déplacements associés. Cette méthode présente l'avantage de ne pas avoir à remailler la pièce après chaque étape d'usinage, mais la fonction "level-set" doit être recalculée en fonction des déplacements obtenus pour chaque trajet de l'outil.

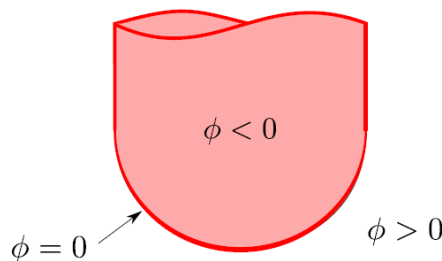


Figure 2.22 : Description de la fonction distance ϕ [Poulhaon, 2015]

- La méthode des dexels consiste à modéliser la pièce à l'aide de bâtonnets appelés dexels disposés sur une ou plusieurs grilles régulières. La Figure 2.23 illustre l'utilisation de trois réseaux de dexels, orientés dans les trois directions de l'espace. Dans cette méthode, on calcule une succession d'intersections entre l'outil et la pièce afin de pouvoir désactiver les bâtonnets de dexels se trouvant dans cette zone. Pour simplifier les calculs, l'arête de coupe de l'outil est facétisé à l'aide d'éléments triangulaires. Cette approximation ne permet pas d'obtenir le volume de matière usinée de façon précise, mais permet d'obtenir une bonne prédiction sur les macro-déformations générées par l'enlèvement de matière.

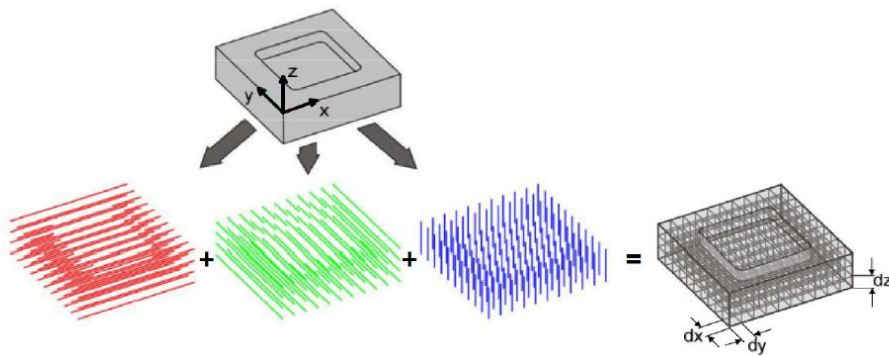


Figure 2.23 : Réseaux de dexels [Poulhaon, 2015]

- "The massive removal approach" développé dans l'article de [Ma et al., 2010a] se divise suivant trois niveaux distincts. Le premier niveau illustré sur la Figure 2.24 consiste à appliquer le champ initial de contraintes du brut au sein de la géométrie finale usinée et de calculer les déformations obtenues après rééquilibrage de ces contraintes. Cette méthode est très simple à mettre en place et permet d'avoir un rapide ordre d'idée des déformations obtenues après usinage. Néanmoins, ce niveau ne prend pas en compte le bridage ou les stratégies d'usinages pour observer leurs influences sur la déformation finale.

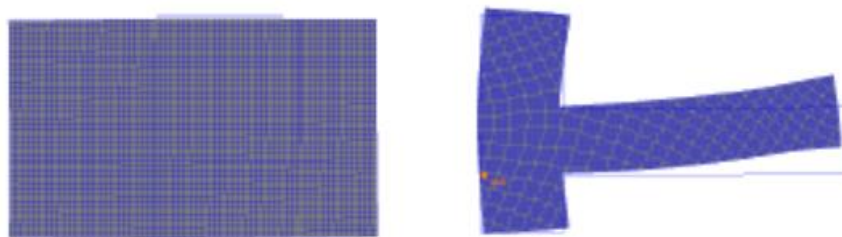


Figure 2.24 : Application du champ de contraintes à la géométrie finale [Ma et al., 2010a]

Le second niveau se rapproche de la "deactivation method", différentes zones usinées sont définies sur la pièce et séparées en plusieurs passes d'usinage, ce qui permet de les désactiver suivant un ordre correspondant aux opérations d'usinage. À chaque désactivation

d'une zone usinée, on recalcule l'état d'équilibre de la pièce et les déformations engendrées. Mais comme l'illustre la Figure 2.25, les zones d'usinage définies préalablement subissent aussi les déformations engendrées par le retour à l'équilibre des contraintes et ne correspondent donc pas à la zone réelle usinée.



Figure 2.25 : Désactivation des zones d'usinage prédéfinies [Ma et al., 2010a]

Le dernier niveau prend en compte le trajet réel de l'outil durant l'usinage et les efforts de bridages nécessaires pour maintenir en position la pièce. Le retrait de matière est réalisé par une opération booléenne entre le brut et le volume usiné à chaque opération, les différentes étapes de cette méthode sont présentées sur la Figure 2.26. À chaque étape d'usinage, après retrait du volume usiné associé, la pièce est remaillée afin de pouvoir prédire les déformations obtenues à chaque opération. Cette méthode se rapproche le plus de la réalité durant l'usinage, mais présente des temps de calcul importants de par le fait de devoir remailler la pièce après chaque opération d'usinage.

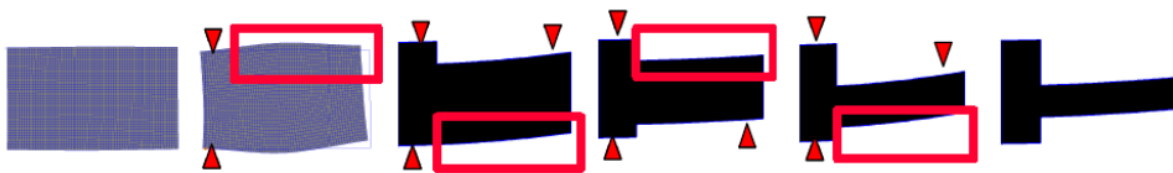


Figure 2.26 : Retrait du volume usiné associé à chaque opération [Ma et al., 2010a]

Pour la suite du projet, le CEMEF a fait le choix de retenir une méthodologie proche de la méthode par retrait des volumes usinée [Cerutti et al., 2013]. Un développement illustré sur la Figure 2.27 est réalisé sous le logiciel FORGE® et permet de faire varier les stratégies d'évidement de matière en faisant varier la séquence de retrait des volumes usinés associés et les différents bridages en modélisant les zones de contacts entre les brides et la pièce. Ce modèle a pu être enrichi grâce aux nombreux essais réalisés et aux différentes géométries retenues.

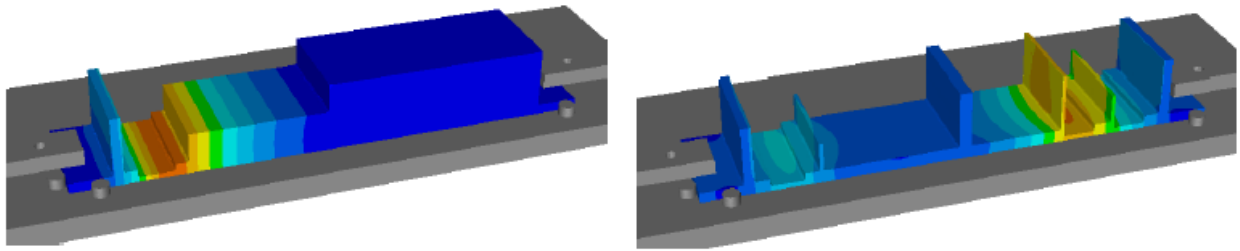


Figure 2.27 : Développement sous FORGE® par le CEMEF [Cerutti, 2014]

Pour conclure, c'est le rééquilibrage des contraintes résiduelles au sein de la pièce qui est à la genèse des déformations observées après usinage. L'outil de simulation développé par le CEMEF permet en ayant la carte de contraintes résiduelle du brut et une définition d'un ordonnancement des retraits de matière, comme données d'entrée de simuler les déformations après chaque passe. Une fois la pièce totalement débridée dans la simulation, nous obtenons la déformation globale de la pièce et en particulier les zones présentant un sous ou sur-usinage du aux déplacements de la pièce au cours de l'usinage.

D'autres travaux ont porté sur la prédiction des déformations induites lors de l'usinage, mais ne proposent pas des voies d'optimisation pour réduire cette déformation. [Bi et al., 2009] propose un modèle par éléments finis qui prend en compte les conditions de bridages, les conditions d'usinages, le trajet outil et l'ordre d'usinage des différentes entités et obtient des écarts entre la simulation et l'expérimentale de l'ordre de 19%. [Wang, Z. et al., 2005] propose un modèle qui simule le retrait de matière couche par couche et conclut que la déformation provient principalement du retour à l'équilibre des contraintes résiduelles. Ces essais montrent que la déformation de la pièce augmente pour atteindre son maximum à la moitié de l'usinage, par la suite la déformation tends à réduire en amplitude. [Rai et Xirouchakis, 2008] propose une approche expérimentale pour valider son modèle de prédiction de déformation durant l'usinage, des capteurs de déplacements sont placés sur la pièce et permettent de mesurer les déplacements durant l'usinage. Ce modèle permet de tester l'influence de différents bridages sur la déformation de la pièce et ainsi pouvoir prédire le comportement mécanique de la pièce durant l'usinage.

La prédiction du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage est donc un sujet clef pour maîtriser la déformation finale de la pièce, de nombreux modèles par éléments finis sont proposés. Toutefois, aucun travaux ne s'intéressent à l'étude complète du comportement de la pièce durant l'usinage pour mettre en avant des voies de maîtrise de la déformation globales de la pièce. Récemment, la thèse de [Poulhaon, 2015] propose une approche pour faire évoluer la trajectoire outil durant l'usinage dans le but d'anticiper les déformations induites lors de l'usinage. Ce qui montre que la déformation des pièces est un

problème industriel essentiel à contrôler. Dans l'objectif de proposer des solutions concrètes, il nous paraît pertinent de proposer une modélisation expérimentale du comportement de la pièce, ce premier point est traité dans les travaux de thèse de [Cerutti, 2014]. Le second point est de proposer un panel d'essais expérimentaux pour observer les phénomènes influents sur la déformation lors de l'usinage. La formalisation expérimentale de ce problème passe par une étude, du bridage qui influe sur le comportement mécanique de la pièce durant l'usinage. De plus, la littérature met en avant que la déformation provient initialement du champ de contraintes au sein de la pièce avant usinage, ce nous donne une piste pour diminuer la déformation globale de la pièce. En modifiant la position de la pièce finale au sein du brut, le chemin de retour à l'équilibre des contraintes est modifié et ceci influe sur la déformation globale de la pièce après usinage. La proposition d'une campagne complète pour répondre à cette problématique permet dans un premier temps de recalibrer les modèles développés par le CEMEF et ainsi pouvoir par la suite simuler des voies d'optimisation.

4 Évaluation expérimentale de la déformation des pièces académiques

La modélisation de la déformation des pièces passe par la conduite d'une campagne expérimentale conséquente. Les premiers essais ont montré que la géométrie de la pièce a un impact fort sur l'apparition de déformations significatives. Plusieurs géométries sont testées dans le cadre d'un processus itératif.

Une campagne d'essai est mise en place pour étudier l'impact de paramètres influent sur la déformation de la pièce après usinage, les paramètres étudiés sont :

- les conditions de bridage ;
- les efforts de coupe ;
- la valeur de l'offset, soit la position de la géométrie de pièce par rapport à la fibre neutre ;
- la position et l'orientation du brut au sein de la tôle ;
- la stratégie d'évidement des poches.

L'objectif est de pouvoir prédire la déformation de la pièce en mettant en avant l'influence des différents paramètres. Une première pièce est testée sur les moyens d'usinage de l'IFMA. Il s'agit d'une pièce très simple comportant un important évidement pour engendrer une forte variation de contraintes résiduelles durant l'usinage. Cette pièce présentée sur la Figure 2.28 est usinée avec différentes gammes pour quantifier l'impact des conditions d'usinage sur la déformation de la pièce.

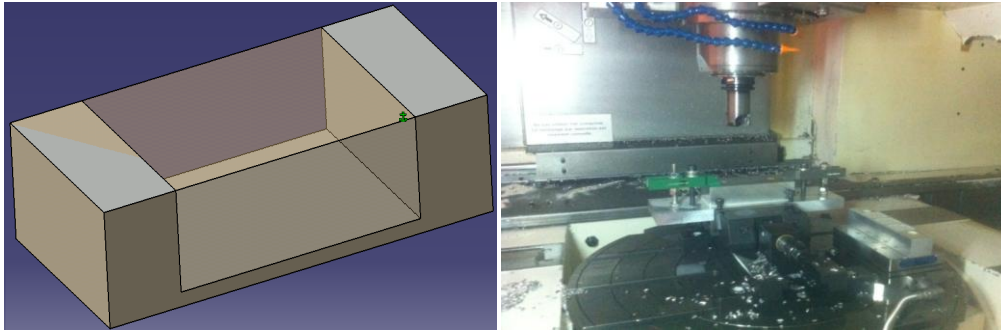


Figure 2.28 : Modèle CAO et une phase d'usinage de la Pièce simple

Un montage dédié est défini pour mesurer la déformation après débridage. Une fois l'usinage de la pièce terminé, le montage dédié est placé sur le marbre d'une Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT). Comme le montre la Figure 2.29, la pièce est débridée d'un seul côté, afin de maximiser la variation d'altitude de l'autre extrémité. La déformation après débridage est évaluée à l'aide de la mesure de points sur le plan supérieur.

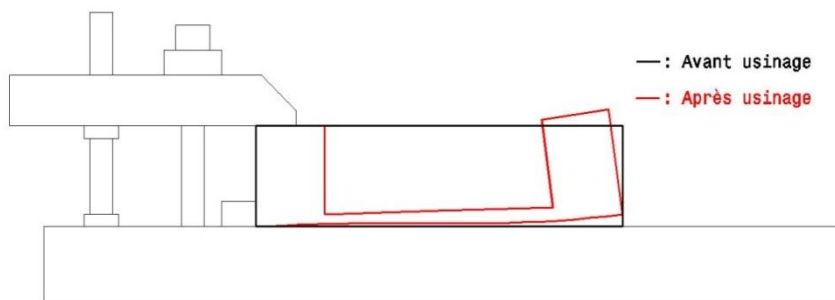


Figure 2.29 : Protocole de mesure après débridage

La mesure des déformations sur cette pièce simple ne s'est pas révélée suffisamment significative pour permettre d'affiner la modélisation du problème. Une seconde pièce, dite « pièce académique » est imaginée en collaboration avec Constellium et le Cemef pour mieux représenter les pièces industrielles. Cette pièce illustrée sur la Figure 2.30, plus complexe, présente différents raidisseurs et poches qui caractérisent des états de résistance et des comportements mécaniques différents. Le brut retenu pour définir la géométrie de la pièce académique est de dimensions 500x100x70mm dont on usine 80% du volume initial.

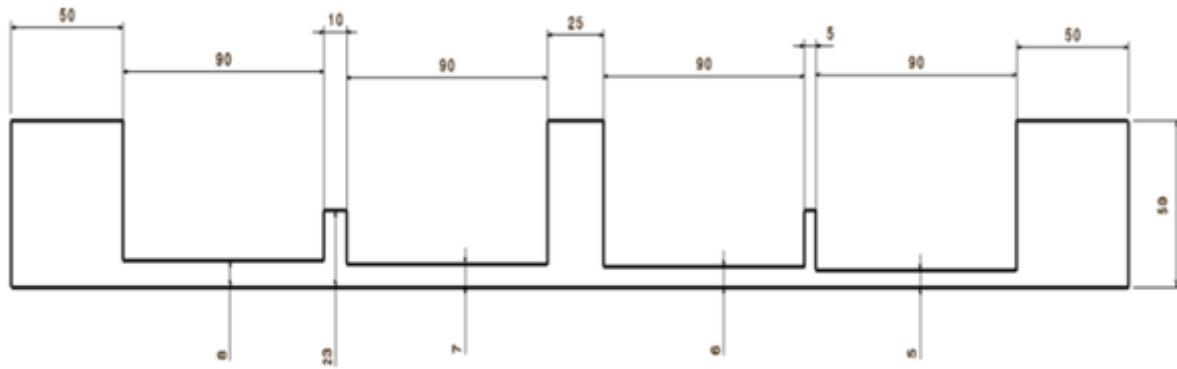


Figure 2.30 : Géométrie 01 de la pièce académique

4.1 Conception d'une campagne d'essais pour la pièce académique

La conception de cette première pièce d'étude a pour objectif d'observer la déformation globale mesurable et reproductible de la face inférieure de la pièce. Seule la valeur maximale de la déformation au sein de la pièce après usinage est relevée. Si une géométrie présente une déformation globale supérieure à 0,1 mm et une bonne répétabilité entre deux essais identiques, alors elle est utilisée pour évaluer l'influence des autres paramètres.

D'un point de vue pratique, le nombre de bruts en alliage d'aluminium 2050 est limité. Ainsi, les premiers essais de validation sont réalisés sur des bruts de dimension 500x100x55 mm en alliage d'aluminium 7475. Comme expliquée précédemment, la déformation des pièces après usinage provient principalement du retour à l'équilibre du champ de contraintes internes du matériau après débridage. L'alliage d'aluminium 7475 présentant des contraintes plus faibles que l'alliage d'aluminium 2050, la déformation globale de la pièce devraient se révéler plus importante sur les essais de validation sur l'alliage d'aluminium 2050. Ces bruts provenant de laminage et les surfaces étant brut, nous faisons le choix dans un premier temps d'effectuer un surfaçage de 2,5 mm de chaque côté afin d'obtenir des surfaces de référence planes pour la caractérisation de la déformation globale de la pièce. Les contraintes de dimension du brut contraignent les dimensions de la pièce d'étude.

Plusieurs paramètres sont susceptibles d'engendrer des effets sur la déformation de la pièce. Le premier concerne **les conditions de bridage**, c'est-à-dire la position, le nombre des éléments de bridage (crampons plaqueurs ou brides) et la valeur de l'effort de bridage variant chez les partenaires usieurs. Le deuxième porte sur les **Efforts de coupe** qui varie selon l'engagement axial (prise de passe de 2 mm et 7 mm), selon l'engagement radial (50

% du diamètre pour des fraises de diamètre $\varnothing 16$, $\varnothing 32$, $\varnothing 40$, $\varnothing 50$). L'effort de coupe induit varie donc de 305 N à 1435 N, pour un $K_c = 1366 \text{ N} / \text{mm}^2$.



Figure 2.31 : Modification de l'offset

Le troisième paramètre concerne la valeur de l'offset. Pour l'ensemble des essais, deux tôles d'alliage d'aluminium 2050 sont disponibles, la tôle C qui présente une épaisseur de 70 mm et la tôle S qui présente une épaisseur de 90 mm. En utilisant la tôle S, la position de la fibre neutre peut varier au sein de la géométrie finale usinée. Comme le montre la Figure 2.31, la variation de l'offset est obtenue en modifiant les épaisseurs surfacées sur la face inférieure et supérieure de la géométrie finale (sur le dessin, la valeur d'offset est de + 0 mm).

Pour les essais, trois valeurs différentes de l'offset sont étudiées. Les valeurs d'offset maximisant et minimisant la déformation globale de la pièce sont calculées d'après des simulations sous le logiciel FORGE® :

- Offset qui maximise la déformation de la pièce après usinage ;
- Offset centré sur la géométrie finale de la pièce ;
- Offset qui minimise la déformation de la pièce après usinage.

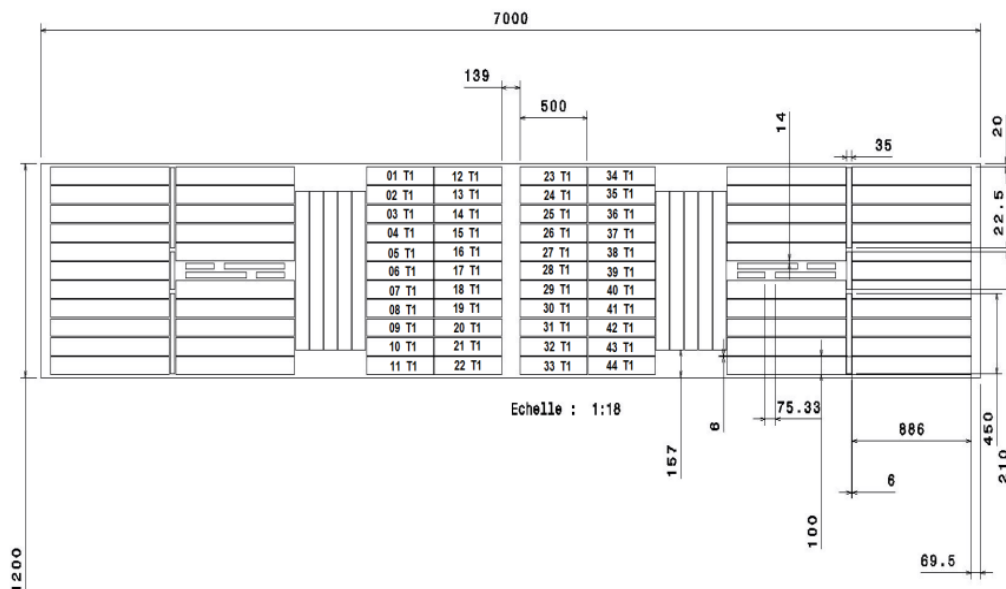


Figure 2.32 : Répartition des bruts au sein de la tôle C

Le quatrième paramètre porte sur la position et l'orientation des bruts au sein de la tôle. La tôle utilisée pour découper l'ensemble des bruts nécessaires aux différents essais présente une dimension de 7000 mm x 1200 mm, ceci permet d'observer si la position du brut au sein de la tôle a une influence sur la déformation de la pièce après usinage. De plus, l'influence de l'orientation du brut au sein de la pièce est étudiée via des essais avec des bruts dans deux orientations :

- Sens L (Longitudinal) ;
- Sens TL (Transversal Longitudinal).

Sur la Figure 2.32, 44 bruts sont orientés dans le sens L pour la pièce académique. La tôle C présente 42 bruts dans le sens L et 10 dans le sens TL, pour la pièce semi-industrielle. La tôle S présente 22 bruts sens L pour la pièce académique, 10 bruts sens L et 5 bruts sens TL pour la pièce semi-industrielle. Le paramètre de position est étudié uniquement avec les pièces semi-industrielles.

Le cinquième paramètre concerne l'ordonnancement des séquences d'usinage. Peu de travaux analysent l'influence de la chronologie des opérations d'enlèvement de matière sur la déformation finale de la pièce après usinage. Comme pour chaque passe, l'état de contraintes interne se modifie en fonction de l'état de matière restante, nous pouvons donc envisager de développer une stratégie d'usinage qui limite l'impact des contraintes internes sur la déformation à chaque étape du processus d'usinage. Une stratégie qui permet une libération progressive et homogène des contraintes internes au sein de la pièce permet d'obtenir une forme finale conforme en contrôlant la déformation finale de la pièce. À cet effet, trois stratégies sont testées :

- Du centre vers l'extérieur en évitant progressivement l'ensemble des poches ;
- Évidement par saignées progressives obtenues d'après simulation sous FORGE® ;
- Évidement total poche par poche.

La première stratégie est la plus progressive et doit permettre de montrer qu'un usinage en niveau d'altitude Z progressif permet un rééquilibrage des contraintes par niveau et ainsi de minimiser la déformation finale de la pièce. La deuxième stratégie optimise la première stratégie par niveau, en effectuant des saignées à des endroits caractéristiques identifiés à la simulation. L'enchaînement des saignées permet d'équilibrer le relâchement de contraintes sur toute la pièce, la déformation par niveau est réduite. La troisième stratégie propose le temps d'usinage le plus court et sert de référence pour comparer les deux autres stratégies.

4.2 Processus expérimental

Le processus expérimental pour effectuer les mesures de déformation se décline en quatre étapes :

- Avant usinage, le serrage des brides est obtenu à l'aide d'une clef dynamométrique à une valeur donnée, cette valeur est calculée en fonction de l'effort maximal que subit la pièce lors de l'usinage ;
- Pour étudier la déformation de la pièce après usinage, la pièce est d'abord usinée en faisant varier les différents paramètres cités précédemment ;
- Avant de débrider la pièce, nous contrôlons avec un jeu de cales d'épaisseur, si la pièce est décollée de la face d'appui principale du montage, sur certaines zones (centre et extrémités) ;
- La pièce est totalement débridée afin d'effectuer différentes mesures sur une Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT).

Durant le processus, plusieurs paramètres de mesure de la déformation de la pièce sont évalués. La surface inférieure est surfacée avant d'assurer une planéité inférieure à 0,05 mm. Ainsi après usinage de la géométrie finale, cette même surface inférieure apparaît cintrée et le défaut de planéité augmente, la Figure 2.33 met en évidence cette déformation.

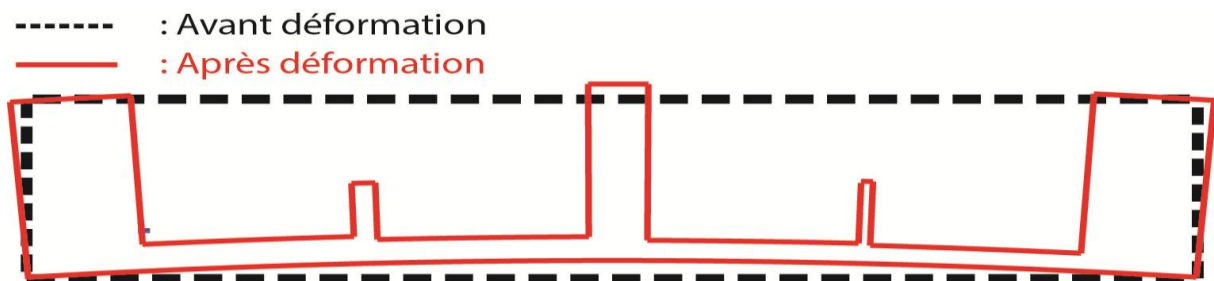


Figure 2.33 : Déformation de la pièce après usinage

Pour la caractérisation de la déformation de la première géométrie de la pièce académique, la pièce est totalement débridée et posée à plat sur cette même surface déformée, on s'intéresse ici aux déplacements suivants Z des trois plans supérieurs situés aux extrémités et au centre de la pièce. Comme le montre la Figure 2.34, la déformation de la pièce entraîne une inclinaison de ces plans, on considère alors le déplacement moyen de ce plan en fonction du repère de mesure. Si la moyenne des altitudes en Z des points palpés sur le plan après usinage est supérieure à la moyenne de ceux avant usinage, on considère que le déplacement est positif.

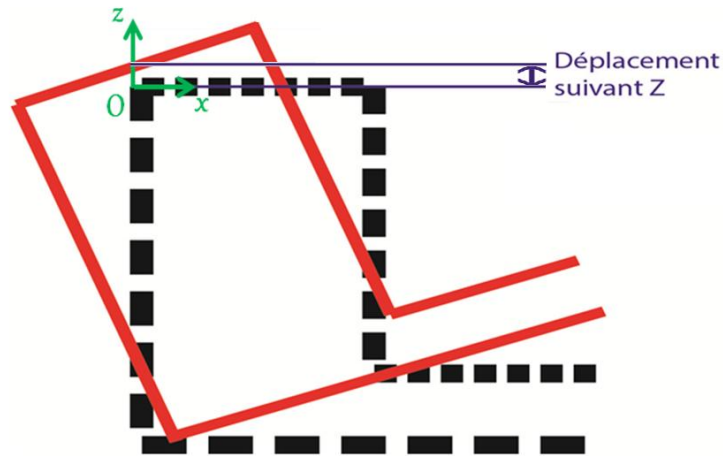


Figure 2.34 : Déplacement en Z d'un plan supérieur

La valeur maximale d'écart d'altitude en Z entre les altitudes moyennes des surfaces supérieures est retenue pour caractériser la déformation de la pièce. Pour qu'un paramètre présente un réel impact, une différence maximale supérieure à 0,1 mm doit être mesurée. Cette valeur de déformation est calculée en utilisant un ratio longueur/déformation provenant des contraintes dimensionnelles imposées par les partenaires usineurs du projet. Nous nous intéressons toujours à la valeur maximale de la déformation au sein de la pièce après usinage.

Durant les essais, les moyens expérimentaux suivants ont été utilisés :

- Catia v5 R20, pour programmer l'ensemble des trajectoires, conditions d'usinage et outils utilisés lors des essais ;
- Le centre d'usinage 4 axes UGV, Météor 10, illustré sur la Figure 2.35 et la Figure 2.36 :
 - Vitesse de rotation maximum : 24000 tr/min
 - Puissance broche : 40 kW
 - Vitesse d'avance de travail maximum : 60m/min
 - Précision de positionnement : +/- 0,01 mm
 - Répétabilité : +/- 0,005 mm
 - Broche horizontale



Figure 2.35 : Météor 10

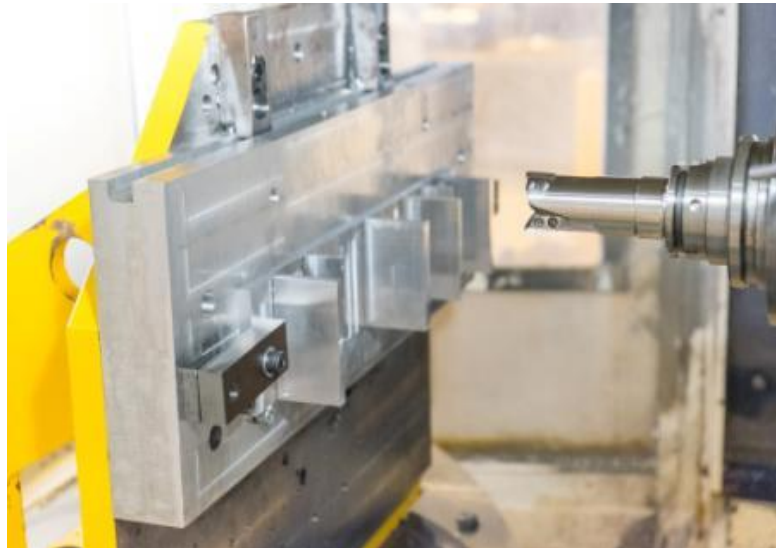


Figure 2.36 : Dispositif d'usinage

- Quatre fraises 2 tailles ayant des conditions de coupe identiques aux conditions industrielles et présentées dans le Tableau 2.2 :
 - Une fraise Ø50 - Fraise à plaquette Sandvick ref: R790-220516PH-NM ;
 - Une fraise Ø40 - Fraise à plaquette Mitsubishi ref: XDGX227016PDFR-GL;
 - Une fraise Ø32 - Fraise à plaquette Sandvick ref: R790-160416PH-NM;
 - Une fraise Ø16 – Fraise monobloc Fraisa.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)
Fraise Ø50	1000	0,15	3	2865	25	7	6366
Fraise Ø40	1000	0,15	2	2387	20	7	7958
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947
Fraise Ø16	1000	0,10	2	3979	8	2	19895

Tableau 2.2 : Conditions d'usinage par outil

- Un comparateur pour mesurer la déformation en débridant partiellement la pièce pour certains essais.
- Un jeu de cales d'épaisseur pour quantifier la déformation de la pièce avant débridage.
- Une Machine de Mesure Tridimensionnelle illustrée dans la Figure 2.37 dont les principales caractéristiques nécessaires à la mesure des coordonnées d'un ensemble de points de la pièce sont :
 - Erreur de justesse de 7 μm ;
 - Erreur de répétabilité de 4 μm .



Figure 2.37 : Machine de Mesure Tridimensionnelle

4.3 Étude de la première géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM01

La géométrie 01 est proposée pour l'étude de l'influence de l'ordonnancement sur la déformation après usinage, elle présente les caractéristiques suivantes (Figure 2.38) :

- 6 entités (deux entités supérieures séparées par un raidisseur épais et quatre séparés par des raidisseurs minces) ;
- l'épaisseur du plan du fond varie entre chaque poche entre 8 mm et 5 mm ;
- sur les extrémités, deux raidisseurs de hauteur 65 mm et d'épaisseur 50 mm dans le sens TL. Leur hauteur est diminuée à 50 mm lors des essais en alliage d'aluminium 7475, car le brut disponible après préparation présente une hauteur de 50 mm ;
- les raidisseurs minces de hauteur 30 mm présente une épaisseur de 10 mm et 5 mm dans le sens TL. Leur hauteur est diminuée à 23 mm lors des essais en alliage d'aluminium 7475 afin d'assurer le même ratio de hauteur entre les raidisseurs minces et les raidisseurs aux extrémités ;
- au centre un raidisseur de hauteur 65 mm et d'épaisseur 25 mm dans le sens TL.

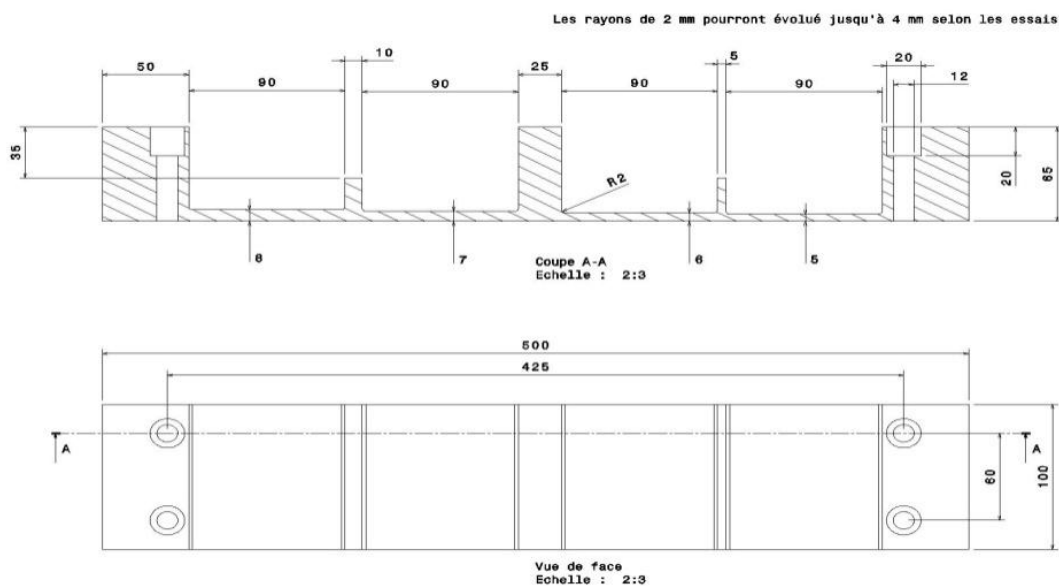


Figure 2.38 : Géométrie 01

Cette géométrie répond bien aux attentes pour étudier différents facteurs sur la déformation globale de la pièce, car elle permet de faire évoluer :

- les moyens de bridages, car des vis CHC, des brides ou des crampons plaqueurs peuvent être utilisées aux extrémités ;
- les conditions de coupe et le choix d'outil, les poches ouvertes de largeur 90 mm permettent l'utilisation de la fraise Ø16 à la fraise Ø50 ;
- l'ordonnancement des séquences d'usinage en modifiant l'ordre d'usinage des six entités pour tester 10 séquences différentes.

Cette pièce est usinable dans les bruts de 500x100x70 mm et la valeur de l'offset pourra varier dans les bruts de 500x100x90 mm. En ce qui concerne l'orientation et la position du

brut au sein de la tôle, ces paramètres sont étudiés en choisissant un brut à différents endroits de la tôle.

Afin de valider le protocole expérimental, nous effectuons les premiers essais sur l'alliage d'aluminium 7475, à partir de lopins d'aluminium de dimensions 500x100x55 mm. Comme le montre la Figure 2.39, un surfaçage symétrique de 2,5 mm est réalisé sur les faces supérieures et inférieures du brut, ce qui donne un brut préparé d'une hauteur de 50 mm pour les essais.



Figure 2.39 : Préparation du brut pour géométrie 01

Quatre pièces ont été usinées, deux séquences d'usinage différentes sont répétées deux fois. La première stratégie retenue est la stratégie 09, car d'après l'expérience des partenaires usineurs elle devrait maximiser la déformation de la pièce après débridage. L'usinage complet des poches est effectué de la gauche vers la droite en utilisant la fraise Ø50. Les Figure 2.40 et Figure 2.41 présentent l'ordre d'usinage des poches en fonction de la stratégie retenue.

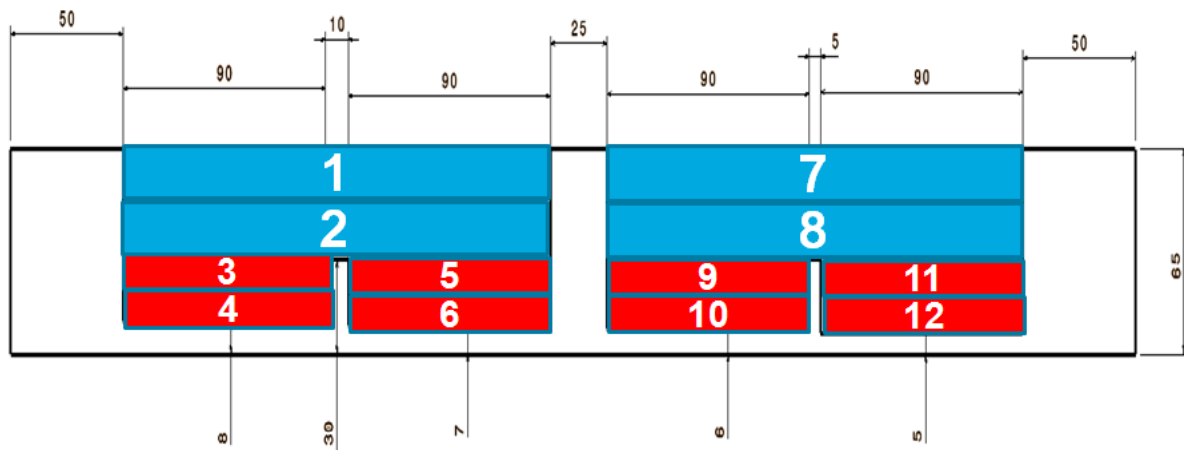


Figure 2.40 : Stratégie 09 – maximisant la déformation

La seconde stratégie retenue est la stratégie 10, qui d'après les mêmes retours d'expérience devrait minimiser la déformation de la pièce après débridage. Nous effectuons dans un premier temps un usinage des poches supérieures avant d'usiner les poches inférieures de la gauche vers la droite en utilisant la fraise Ø50.

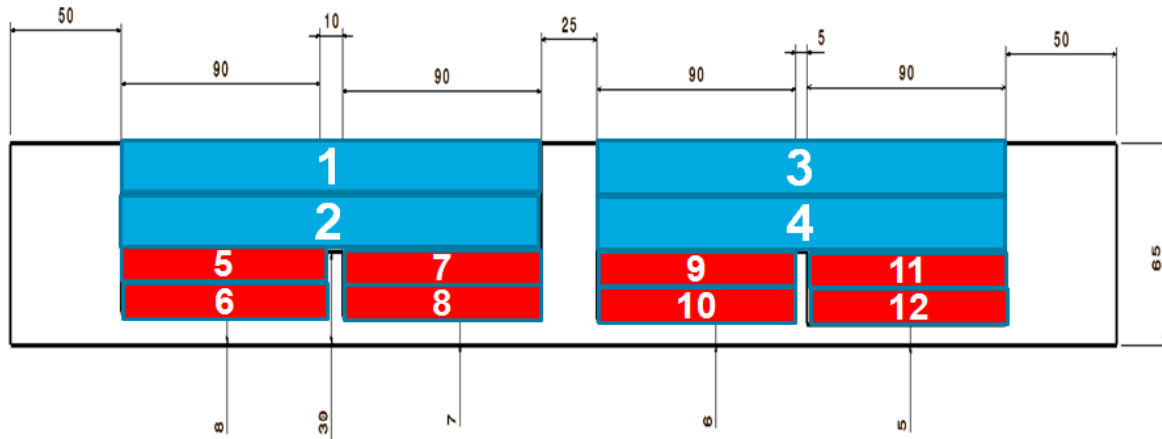


Figure 2.41 : Stratégie 10 – minimisant la déformation

Le bridage est assuré par deux brides situées sur les extrémités de la pièce. Les efforts et les zones de bridage sont identiques pour les quatre pièces.

Pour ces premiers essais, seuls les déplacements en Z des deux raidisseurs de 50 mm aux extrémités et du raidisseur central de 25 mm sont mesurés. Les essais 11 et 12 ont été usinés avec la stratégie 10 et les essais 13 et 14 avec la stratégie 09. Nous nous intéressons ici au comparatif entre deux essais ayant la même stratégie pour valider la reproductibilité des essais et au comparatif entre deux stratégies différentes pour observer un impact de la stratégie sur la déformation. La Figure 2.42 présente la différence d'altitude entre deux essais ayant les mêmes paramètres sur les trois zones retenues pour quantifier la déformation après usinage.

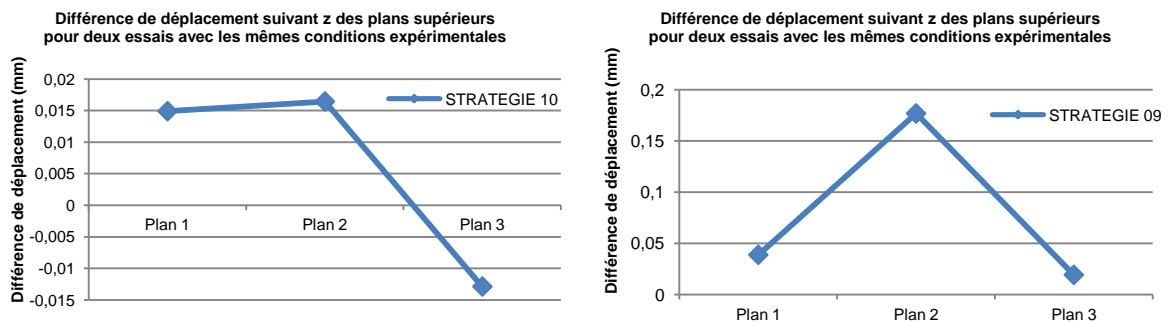


Figure 2.42 : Comparatif des essais 11/ 12 et essais 13/14

Ayant une déformation maximale de 0,2 mm sur les quatre essais, nous constatons une faible répétabilité des essais. En effectuant une moyenne des déplacements pour les essais avec la même stratégie et en comparant les deux moyennes entre elles, une légère influence de la stratégie sur la déformation globale de la pièce apparaît. La Figure 2.43 met en évidence qu'en fonction de la stratégie, on observe un déplacement différent suivant Z pour le raidisseur central de la pièce.

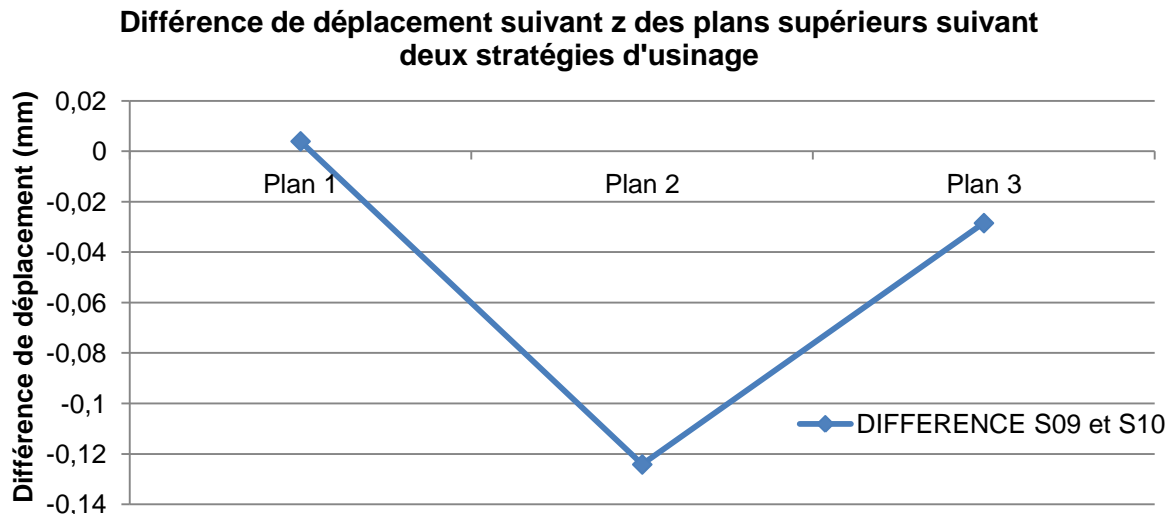


Figure 2.43 : Comparatif des déplacements suivant deux stratégies

Au vu des premiers essais, il apparaît que les essais effectués sur la géométrie 01 ne sont pas reproductibles. Même si une légère influence des séquences d'usinage sur la déformation globale de la pièce apparaît, il est important de trouver une géométrie qui assure une meilleure reproductibilité entre deux essais ayant les mêmes paramètres d'étude fixés. C'est pour cela que cette géométrie va évoluer pour répondre à cette attente.

4.4 Influence de la géométrie des essais sur la déformation globale

Plusieurs géométries ont été proposées et usinées dans un alliage d'aluminiums 7475 et 2050 pour identifier la plus adaptée à effectuer l'ensemble des essais. Les différentes géométries usinées sont présentées par la suite.

L'objectif est d'étudier l'influence de la géométrie de la pièce usinée, des raidisseurs et de la position du plan du fond de la pièce par rapport à la fibre neutre sur la déformation de la pièce après usinage. Afin de réduire le nombre de géométries à usiner, une quinzaine de géométries sont testées sous FORGE® pour déterminer celles qui se déforment le plus. Pour l'ensemble des géométries, les caractéristiques suivantes évoluent :

- la géométrie et l'orientation des raidisseurs :
 - largeur allant de 3 mm à 50 mm ;
 - orientation dans le sens L ou TL ;
 - hauteur variant de 30 mm à 65 mm.

- la position du plan du fond qui est :
 - centrée sur la fibre neutre ;
 - coïncidant avec la face inférieure du brut ;
 - décalé de +20 mm par rapport à la face inférieure du brut.
- le volume de matière usinée.

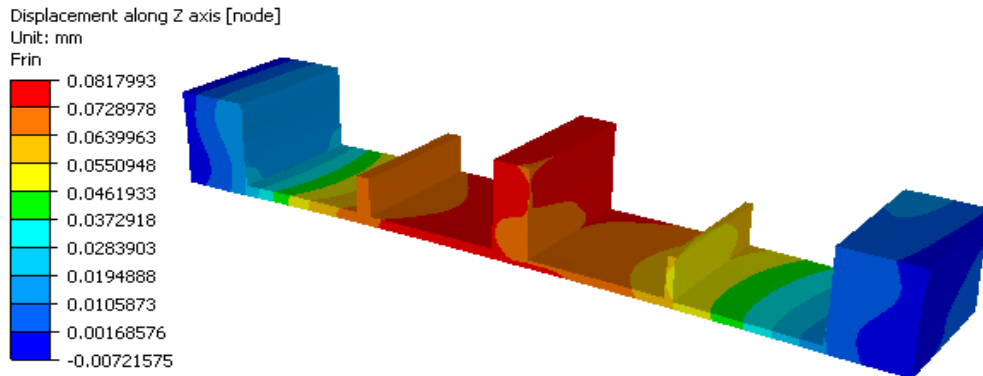
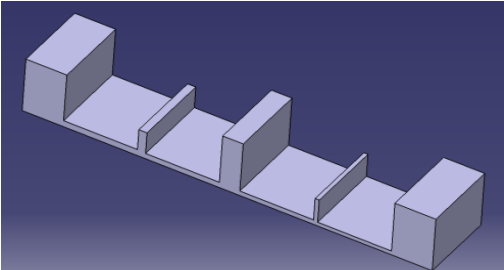
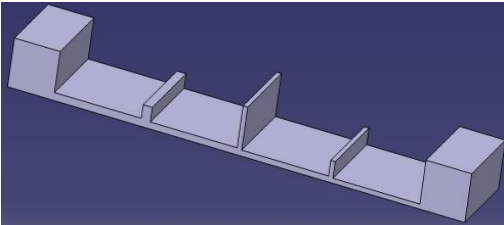
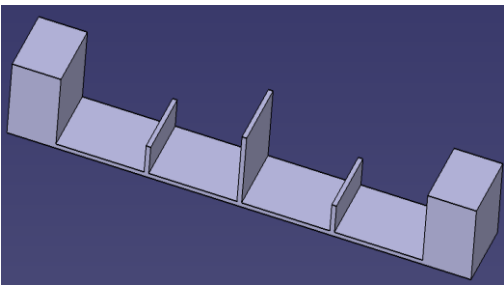
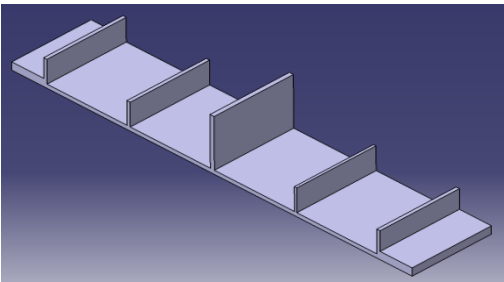


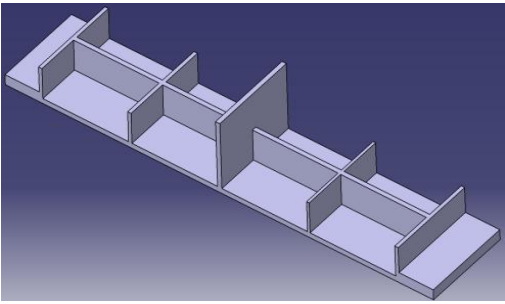
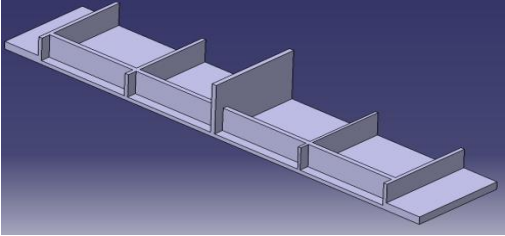
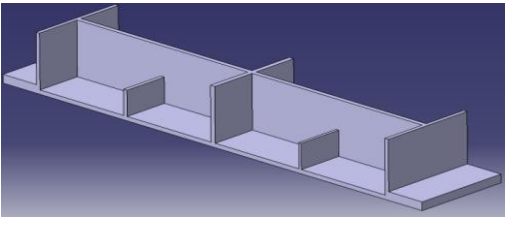
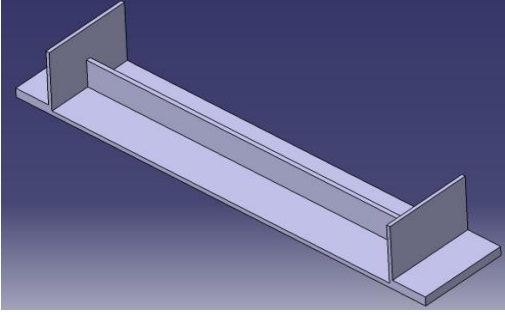
Figure 2.44 : Simulation Géométrie 01

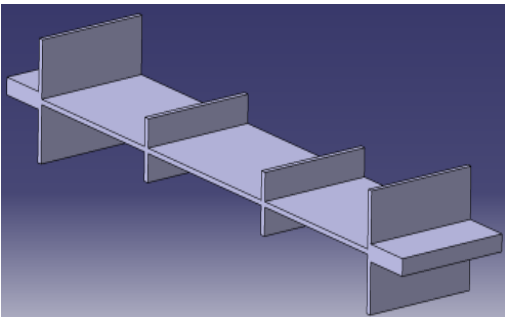
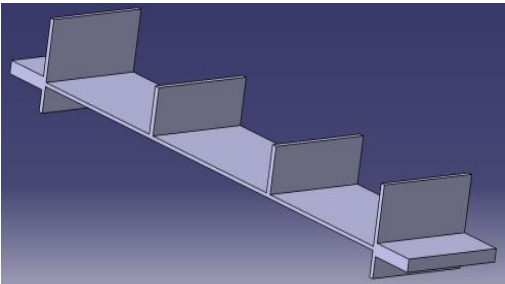
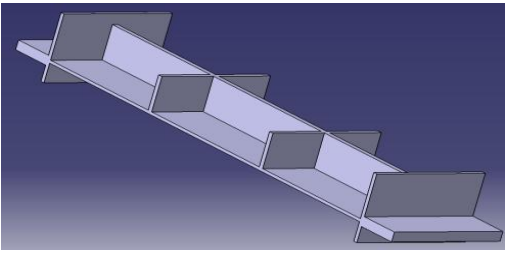
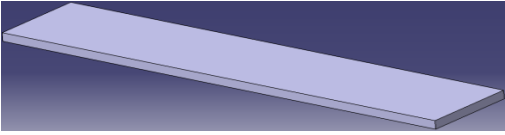
En complément des évolutions de géométries, nous cherchons à valider l'hypothèse que la déformation globale de ces pièces académiques provient principalement du retour à l'équilibre du plan du fond. Ainsi, une simulation est lancée avec une pièce prismatique de dimensions 500x100x10 mm issu par surfaçage du brut de dimension 500x100x70 mm.

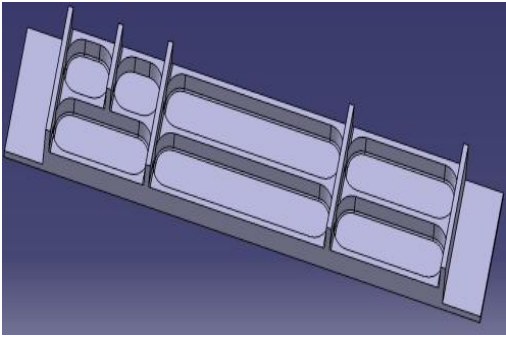
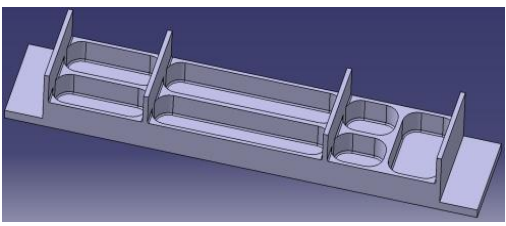
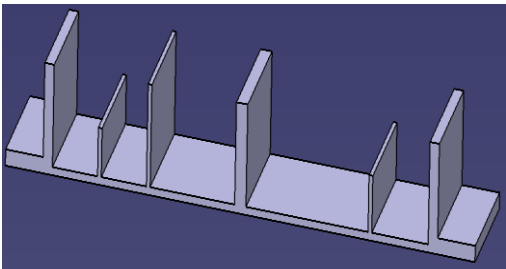
L'objectif de ces différentes géométries est d'observer sur les simulations de déformation supérieures à 0,1 mm sous FORGE®, la Figure 2.44 présente un exemple de simulation obtenu sous FORGE®. À la fin des simulations, les géométries sont classées selon leur déformation, pour réduire le nombre de géométries à usiner pour la campagne d'essais réels.

Le Tableau 2.3 suivant présente l'ensemble des géométries testées, les valeurs des déplacements maximaux suivant Z est donnée et dans certains cas, les pièces ont été usinées pour obtenir les déplacements expérimentaux, la valeur est donnée entre parenthèses.

N°	Vue de la pièce	Déformation simulée (expérimentale)	Caractéristiques
01	 <p>+ 0,09 mm (+ 0,2 mm)</p>		<ul style="list-style-type: none"> - 6 entités. - l'épaisseur du plan du fond varie entre chaque poche de 8 mm à 5 mm. - 2 raidisseurs aux extrémités de hauteur 65 mm et d'épaisseur 50 mm dans le sens TL. - les raidisseurs minces de hauteur 30 mm et dont l'épaisseur est de 10 mm et 5 mm dans le sens TL. - au centre un raidisseur de hauteur 65 mm et d'épaisseur 25 mm dans le sens TL.
02	 <p>(+ 0,39 mm)</p>		<p>La géométrie 02 est similaire à la géométrie 01. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - au centre, un raidisseur de hauteur 50 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens TL.
03	 <p>(+ 0,18 mm)</p>		<p>La géométrie 03 est similaire à la géométrie 02. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - l'épaisseur du plan du fond est constante à 3 mm ; - les raidisseurs minces présentent une hauteur de 22 mm et une épaisseur de 5 mm dans le sens TL.
04	 <p>+ 0,1 mm (+ 0,7 mm)</p>		<p>La géométrie 04 est similaire à la géométrie 01. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - l'épaisseur du plan du fond est constante à 5 mm ; - les raidisseurs minces présentent une hauteur de 22 mm et une épaisseur de 4 mm et 3 mm dans le sens TL ; - sur les extrémités, les bords sont allégés pour obtenir deux raidisseurs de hauteur 22 mm et d'épaisseur 4 mm dans le sens TL ; - au centre, un raidisseur de hauteur 65 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens TL.

05	 <p>- 0,59 mm (- 0,42 mm)</p>	<p>La géométrie 05 est similaire à la géométrie 04. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - la hauteur de la pièce est de 68 mm ; - les raidisseurs minces présentent une hauteur de 33 mm et une épaisseur de 4 mm et 3 mm dans le sens TL ; - l'ajout d'un raidisseur de hauteur 33 mm et d'épaisseur 5mm dans le sens L. Le raidisseur est centré par rapport à la largeur de la pièce.
06	 <p>- 0,61 mm</p>	<p>La géométrie 06 est similaire à la géométrie 05. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - le raidisseur de hauteur 33 mm et d'épaisseur 5mm dans le sens L est situé à 10 mm du bord de la pièce.
07	 <p>- 0,15 mm</p>	<p>La géométrie 07 est similaire à la géométrie 04. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - l'ajout d'un raidisseur de hauteur 65mm et d'épaisseur 5mm dans le sens L. Le raidisseur est centré sur la largeur de la pièce.
08	 <p>- 0,59 mm</p>	<p>La géométrie 08 est similaire à la géométrie 04. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - l'ajout d'un raidisseur de hauteur 65mm et d'épaisseur 5mm dans le sens L. Le raidisseur est centré sur la largeur de la pièce ; - les suppressions du raidisseur central de hauteur 65mm et des deux raidisseurs de hauteur 30mm séparant les entités inférieures.

09	 <p>+ 0,01 mm</p>	<p>La géométrie 09 s'usine en deux posages et présente une symétrie au niveau de la fibre neutre. La pièce prismatique présente :</p> <ul style="list-style-type: none"> - une géométrie H renforcée par deux raidisseurs dans le centre de la pièce ; - 8 entités (deux entités supérieures situées au-dessus des raidisseurs minces et six séparés par des raidisseurs minces) ; - l'épaisseur du plan du fond est de 3 mm et se situe au niveau de la fibre neutre ; - les raidisseurs minces de hauteur 36 mm et dont l'épaisseur est de 4,5 mm dans le sens TL sont positionnés de façon symétrique par rapport au plan du fond ; - sur les extrémités, deux raidisseurs de hauteur 68 mm et d'épaisseur 4 mm dans le sens TL.
10	 <p>- 0,96 mm</p>	<p>La géométrie 10 est similaire à la géométrie 09. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - le plan du fond présente une épaisseur 3 mm et se situe à 20 mm par rapport à la face inférieure du brut ; - les raidisseurs minces de hauteur 36 mm et dont l'épaisseur est de 4,5 mm dans le sens TL sont positionnés sur le dessus du plan du fond.
11	 <p>+ 0,08 mm</p>	<p>La géométrie 11 est similaire à la géométrie 10. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - la position du raidisseur de hauteur 36 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens L. Le raidisseur est centré par rapport à la largeur de la pièce.
12	 <p>+ 0,22 mm</p>	<p>La géométrie 12 est une pièce prismatique simple obtenue en surfaçant plus de 85 % par rapport au brut.</p>

13	 <p>- 0,65 mm</p>	<ul style="list-style-type: none"> - 10 entités (trois entités supérieures séparées par des raidisseurs de 5 mm et sept entités inférieures séparées par des raidisseurs de 5 mm). - L'épaisseur du fond est constante et de 5 mm. - Deux raidisseurs minces de hauteur 68 mm et dont l'épaisseur est de 5 mm dans le sens TL. - Un raidisseur mince de hauteur 68 mm et dont l'épaisseur est de 5 mm dans le sens TL. Le raidisseur sépare deux entités inférieures sur une demi-largeur. - Sur les extrémités nous avons deux raidisseurs de hauteur 68 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens TL. - Sur les bords de la pièce nous avons deux raidisseurs de hauteur 33 mm et d'épaisseur 4 mm dans le sens L. - L'ajout d'un raidisseur de hauteur 33 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens L. Le raidisseur est centré par rapport à la largeur de la pièce et sépare sept entités inférieures de façon symétrique.
14	 <p>- 0,44 mm (- 0,41 mm)</p>	<p>La géométrie 14 est similaire à la géométrie 13. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - la suppression du raidisseur sens TL sur la demi-largeur ; - la modification de la répartition des entités inférieures.
15	 <p>+ 0,50 mm (+ 0,51 mm)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - 7 entités (deux entités supérieures, une entité allant jusqu'au fond de la pièce et quatre entités inférieures). - L'épaisseur du fond est constante et de 5 mm. - Deux raidisseurs minces de hauteur 40 mm et dont l'épaisseur est de 4 mm dans le sens TL. - Sur les extrémités nous avons deux raidisseurs de hauteur 68 mm et d'épaisseur 10 mm dans le sens TL. - L'ajout d'un raidisseur de hauteur 68 mm et d'épaisseur 4 mm dans le sens TL situé au 2/3 de la pièce. - Au centre nous avons un raidisseur de hauteur 68 mm et d'épaisseur 12 mm dans le sens TL. - Sur les bords de la pièce nous avons deux raidisseurs de hauteur 33 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens TL.

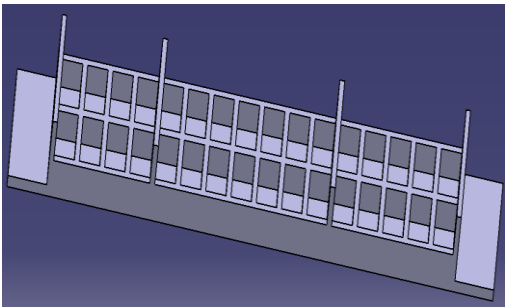
16	 <p>(+ 0,48 mm)</p>	<ul style="list-style-type: none"> - 35 entités (trois entités supérieures et trente-deux entités inférieures). - L'épaisseur du fond est constante et de 5 mm. - Deux raidisseurs minces de hauteur 68 mm et dont l'épaisseur est de 5 mm dans le sens TL. - Sur les extrémités nous avons deux raidisseurs de hauteur 65mm et d'épaisseur 4,5 mm dans le sens TL. - Sur les bords de la pièce nous avons deux raidisseurs de hauteur 33 mm et d'épaisseur 5 mm dans le sens TL. - L'ajout d'un raidisseur de hauteur 33 mm et d'épaisseur 6 mm dans le sens L. Le raidisseur est centré par rapport à la largeur de la pièce et sépare six entités inférieures de façon symétrique. - Les entités inférieures sont séparées entre elles par des raidisseurs de 5 mm.
----	---	---

Tableau 2.3 : Ensemble des géométries testées pour la pièce académique

Pour la caractérisation de la déformation des pièces après usinage, la métrologie est modifiée pour prendre en compte la déformation du plan inférieur de la pièce. Comme le montre la Figure 2.45, on s'intéresse aux déplacements de la pièce dans le plan xy. La mesure est effectuée dans la direction y, en considérant le vrillage selon x, dû au retour à l'équilibre des contraintes internes est négligeable.

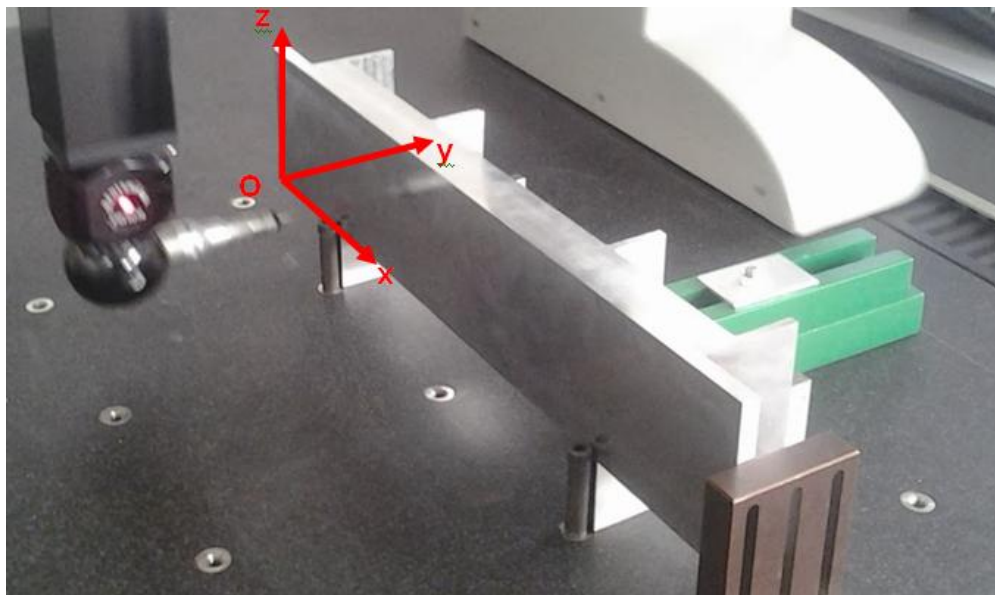


Figure 2.45 : Définition du repère de mesure

Le repère de mesure est modifié pour le traitement de l'ensemble des points mesurés, une rotation autour de l'axe Z est effectuée pour que l'axe X passe par les deux extrémités du

plan inférieur, comme le montre la Figure 2.46. Ces extrémités sont obtenues en projetant le premier et le dernier point palpés dans le plan xy. Sur les graphiques présentés par la suite, la déformation correspond à la distance entre chaque point palpé et ce nouvel axe X tracé. Pour caractériser la déformation, on considère la valeur du point présentant le plus grand écart, si la valeur est positive cela signifie que la partie centrale de la pièce s'est déplacée, si la valeur est négative, ce sont les extrémités qui se sont déplacées. On considère ici des déplacements suivant l'axe Y qui correspondent dans le repère CAO de la pièce à des déplacements suivant l'axe Z de la géométrie usinée.



Figure 2.46 : Recalage du repère de mesure

Les géométries 01 à 03 ont été testées expérimentalement pour faire évoluer le tracé de la géométrie et affiner le modèle numérique sous FORGE®. Ces essais ne se sont pas révélés suffisants pour retenir ces trois géométries pour la campagne d'essais. C'est pour cela que 12 autres géométries sont simulées sous FORGE® et quatre géométries sont retenues pour des essais expérimentaux :

- la géométrie 04 qui présente une déformation simulée de 0,7 mm, n'est pas retenue, car le modèle numérique donne une valeur trop éloignée des résultats expérimentaux (0,1 mm) ;
- la géométrie 05 qui présente une déformation simulée de - 0,42 mm, n'est pas retenue, car le modèle numérique donne une valeur éloignée des résultats expérimentaux (- 0,59 mm) ;
- la géométrie 14 qui présente une déformation simulée de - 0,41 mm, est retenue, car elle présente une excellente répétabilité et est proche des résultats expérimentaux (- 0,44 mm) ;
- la géométrie 15 qui présente une déformation simulée de - 0,51 mm, est retenue, car elle présente une répétabilité plus faible que la géométrie 14 et colle aux résultats simulés (0,50 mm) ;

Les comportements des géométries 14 et 15 ne sont pas similaires. En effet d'après nos expériences et nos simulations, la géométrie 15 présente une déformation qui provient

principalement du retour à l'équilibre des contraintes au sein du plan inférieur. L'influence des contraintes au sein des raidisseurs sens TL est minime sur la déformation globale. Tandis que pour la géométrie 14, les trois raidisseurs sens L présente un impact sur la déformation, car la courbure de déformation est inversée par rapport à la géométrie 15. De plus, cette géométrie plus rigide présente de plus faibles déplacements durant l'usinage.

La géométrie 16 est conçue de façon expérimentale pour proposer un nombre plus important d'ordonnancements possibles. Malheureusement de par sa rigidité trop importante, cette géométrie ne révèle aucune influence des séquences d'usinage sur sa déformation globales et n'est pas retenue pour une campagne d'essais.

Les géométries 14 et 15 sont retenues pour un déploiement d'une campagne complète, car la géométrie 14 permet d'étudier l'influence de l'offset sur la déformation globale de la pièce, alors que la géométrie 15 met en avant une influence des stratégies d'usinage sur la déformation globale de la pièce.

4.5 Seconde géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM14

La géométrie 14 retenue pour l'étude de l'influence de différents facteurs sur la déformation après usinage est la suivante. La pièce prismatique présentée dans la Figure 2.47 et la Figure 2.48 présente :

- 10 entités (3 entités supérieures séparées par des raidisseurs de 5mm et 7 entités inférieures séparées par des raidisseurs de 5mm) ;
- L'épaisseur du fond est uniformément égale à 5 mm ;
- Deux raidisseurs minces de 68 mm de hauteur et de 5 mm d'épaisseur dans le sens TL ;
- Sur les extrémités deux raidisseurs de 68 mm de hauteur et de 5 mm d'épaisseur dans le sens TL ;
- Sur les bords de la pièce nous avons deux raidisseurs de hauteur 33 mm et d'épaisseur 4 mm dans le sens L ;
- L'ajout d'un raidisseur de 33 mm de hauteur et de 5 mm d'épaisseur dans le sens L. Le raidisseur est centré par rapport à la largeur de la pièce et sépare les sept entités inférieures de façon symétrique.

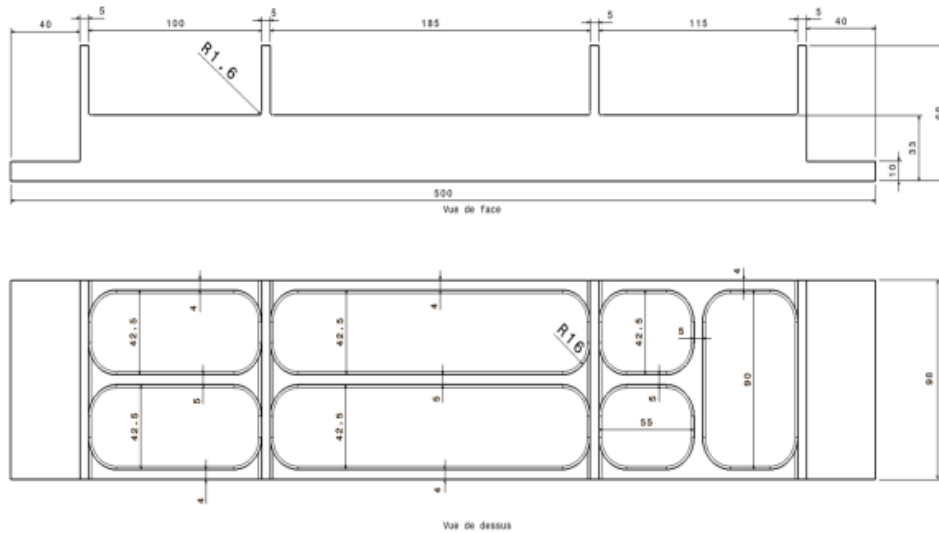


Figure 2.47 : Géométrie 14 « fermée »

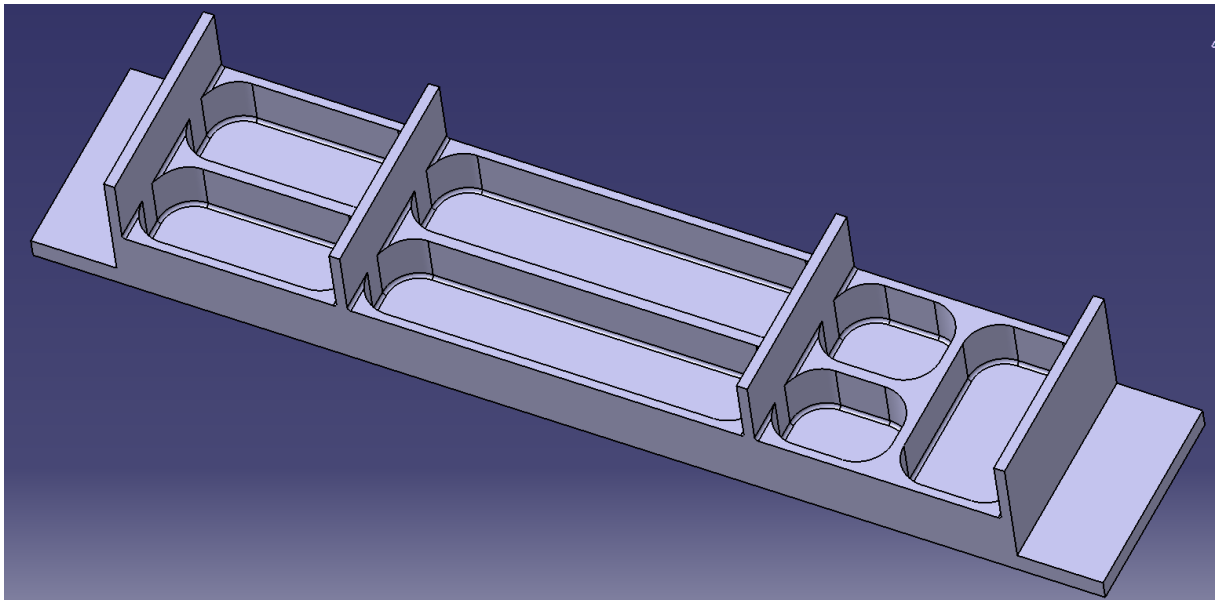


Figure 2.48 : Géométrie 14 « fermée » - vue 3D

Afin de valider la reproductibilité de la géométrie 14, les blocs 05T1 et 06T1 proches dans la tôle sont retenus pour effectuer ces essais. Les figures suivantes présentent à chaque fois les valeurs de plusieurs essais pour pouvoir observer des différences sur la même stratégie. Pour l'ensemble des essais de la géométrie 14, si les paramètres d'études ne sont pas exprimés, les conditions d'essais sont les suivantes :

- utilisation de la fraise Ø32 avec les conditions exprimées dans le Tableau 2.4 ;
- orientation dans le sens L ;
- offset centré sur la tôle d'épaisseur 70mm ;
- usinage avec la stratégie d'évidement de matière Stratégie 01 ;

- utilisation de deux brides aux extrémités.

Pour l'étude des paramètres influents sur la déformation, seul le paramètre d'étude est modifié, les autres non étudiés sont conservés dans la configuration de base.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947

Tableau 2.4 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie 14

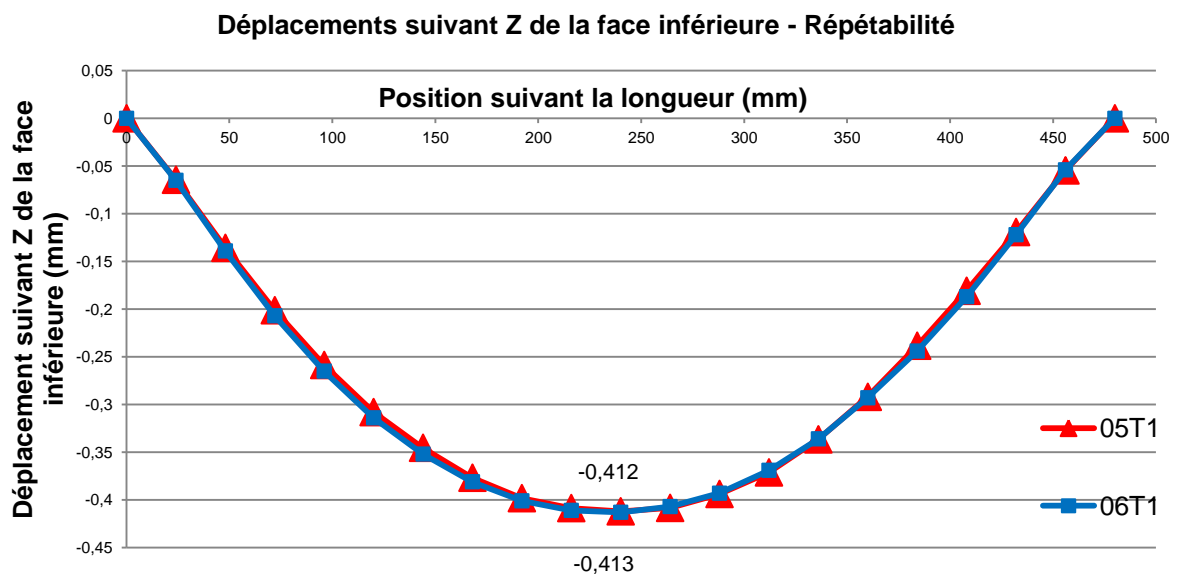


Figure 2.49 : Comparatif profil face inférieure après usinage de 05T1 et 06T1

Comme on peut l'observer sur la Figure 2.49, l'écart entre les deux essais est inférieur à 0,001 mm, ce qui donne une répétabilité de 0,01 mm en fonction des moyens de mesure utilisés. En vue des résultats des essais de répétabilité et en accord avec les différents acteurs du projet, nous avons fait le choix de retenir la géométrie 14 pour la suite des essais sur l'influence de différents facteurs sur la déformation globale de la pièce.

La géométrie 14 de par ses raidisseurs sens TL sur les extrémités permet l'utilisation de crampons plaqueurs ou de brides sur les extrémités de la pièce. Comme le montre la Figure 2.50, l'utilisation de crampons plaqueur permet d'appliquer un effort principalement dans le sens traverse longitudinale. Les deux types de bridages sont présents sur le montage usinage, en fonction des essais, un seul moyen de bridage est utilisé et le second démonté. La résultante des forces de bridage étant moins importante dans la direction Z, la pièce présente une légère mobilité durant l'usinage et doit présenter une déformation plus importante après débridage.

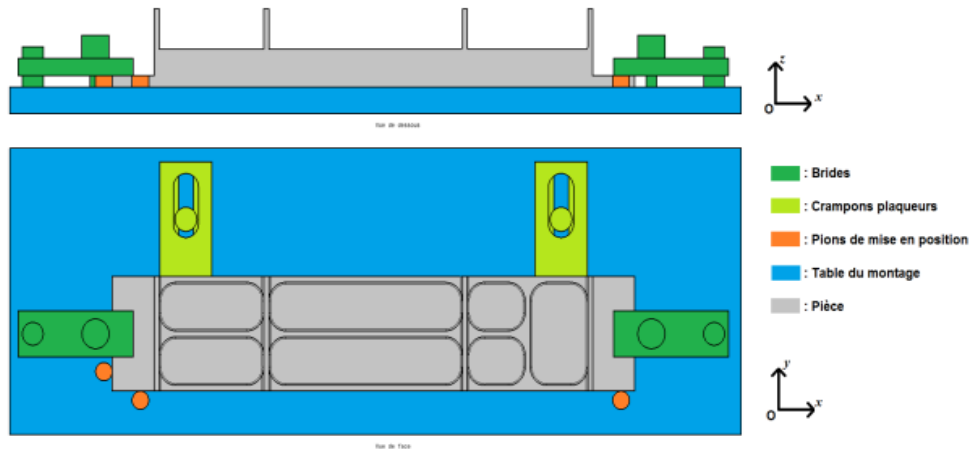


Figure 2.50 : Montage dédié de la pièce académique

Comme le montre la Figure 2.51, la différence de déformation entre deux bridages différents (crampons ou brides) est inférieure à 3%, ce qui empêche de conclure sur un réel impact du bridage sur la déformation globale de la pièce.

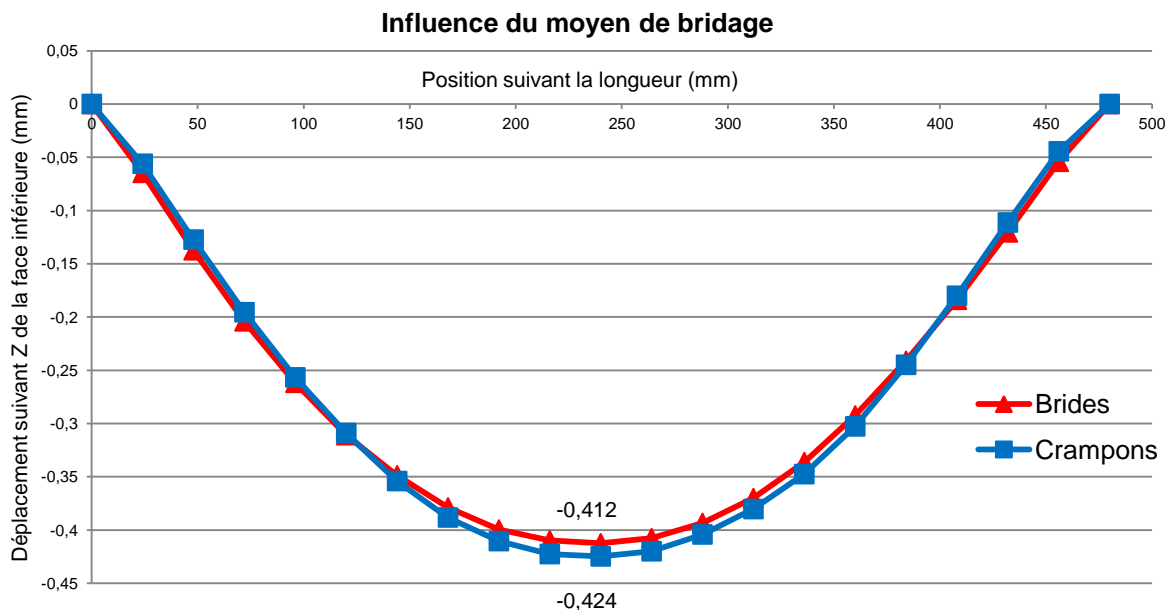


Figure 2.51 : Influence du moyen de bridage

Afin d'étudier l'influence de l'effort de coupe sur la déformation globale de la pièce, la géométrie 14 est usinée avec la même stratégie d'usinage et est maintenue en position par deux brides sur les extrémités. Entre l'utilisation d'une fraise Ø16 et d'une fraise Ø32, les conditions de coupe présentées dans le Tableau 2.5 varient, ce qui augmente l'effort de coupe de 305 N à 1434 N. D'après les hypothèses, l'effort de coupe n'induit pas de contraintes supplémentaires et donc ne doit pas influencer sur la déformation globale de la pièce.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)	Effort de coupe (N)
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947	1434
Fraise Ø16	1000	0,10	2	3979	8	2	19895	305

Tableau 2.5 : Conditions d'usinage pour la géométrie 14

La Figure 2.52 permet de valider notre hypothèse, car malgré un effort de coupe 4,7 fois moins important avec la fraise Ø16, la différence de déformation entre les deux essais ne permet pas de conclure sur un réel impact sur la déformation globale de la pièce.

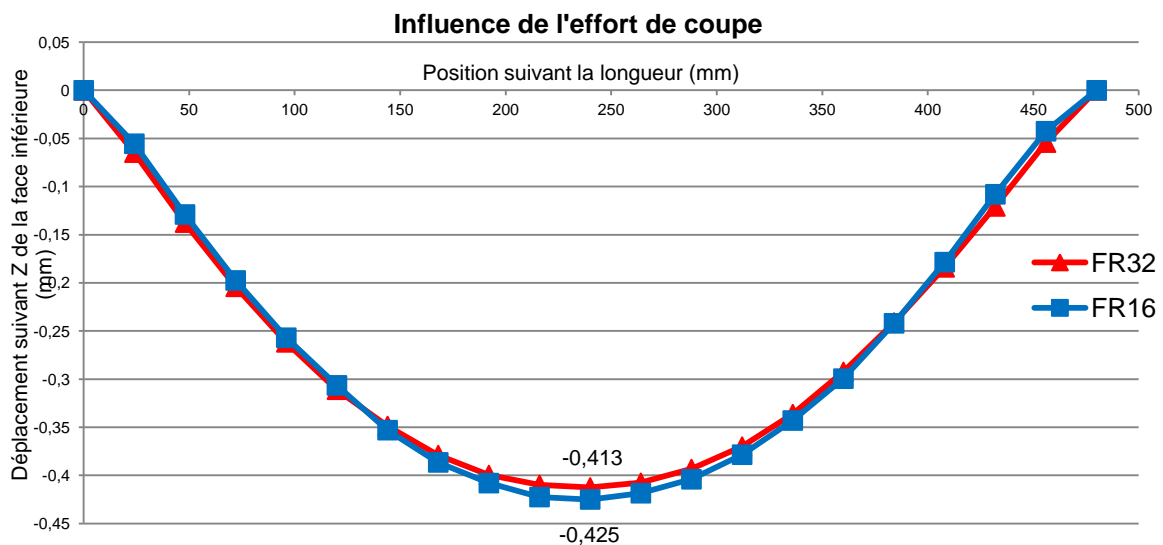


Figure 2.52 : Influence de l'effort de coupe

Les bruts d'épaisseur 70 mm ne permettent pas de faire varier l'offset. Les bruts d'épaisseur 90 mm ont donc été retenus pour ces essais. D'après simulation sous FORGE® deux valeurs d'offset ont été retenues :

- un offset de -10 mm assure une déformation minimale de la pièce, d'après la simulation. Pour obtenir cette valeur d'offset, on réalise un surfaçage de 21 mm sur la face inférieure et de 1 mm sur la face supérieure, comme le montre la Figure 2.53 ;

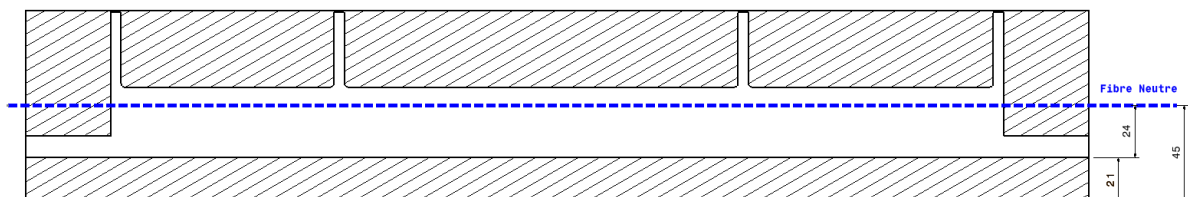


Figure 2.53 : Offset -10 mm

- un offset de +0 mm assure une déformation supérieure au cas de référence de la tôle de 70 mm. Pour obtenir cette valeur d'offset, on réalise un surfaçage de 11 mm sur la face inférieure et supérieure, comme le montre la Figure 2.54.

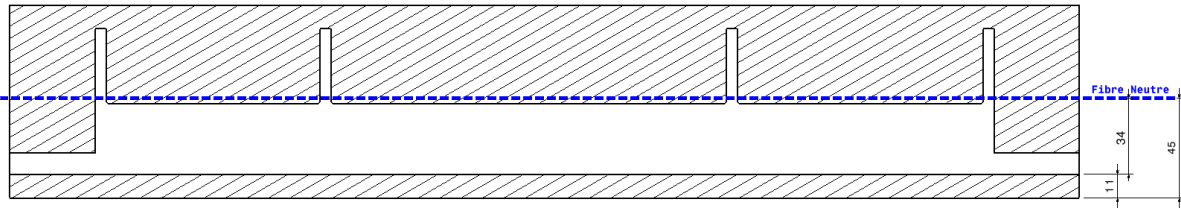


Figure 2.54 : Offset +0 mm

Pour la préparation des offsets, des encoches sont usinées sur les faces latérales de la pièce au niveau des poches ouvertes pour garantir le contact de la pièce sur la table et ainsi retirer exactement la quantité de matière désirée sur les faces inférieures et supérieures.

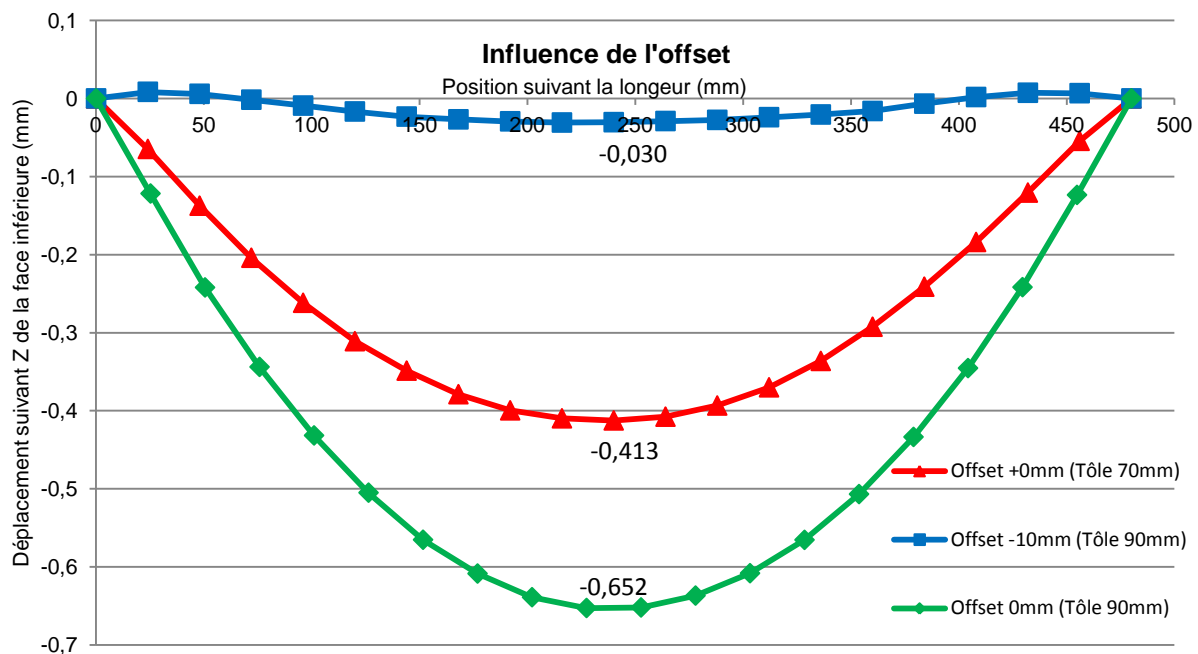


Figure 2.55 : Influence de la valeur de l'offset

L'ensemble des essais sur la tôle C d'épaisseur 70 mm montre une déformation de l'ordre de -0,41 mm. Comme le montre la Figure 2.55, la variation d'offset sur la tôle S d'épaisseur 90 mm fait varier la déformation globale de la pièce de -0,65 mm à -0,03 mm. Nous avons donc un réel impact de l'offset sur la déformation de la pièce. Dans un cas, la déformation peut être considérée comme nulle, alors que dans le second, la déformation est une fois et demie supérieure, ce résultat est important, car dans le cas d'usinage en plusieurs phases, imposer une déformation en OP10 peut permettre d'annuler les déformations engendrées en OP20.

Une des hypothèses fortes de ce projet est que la déformation globale de la pièce dépend du rééquilibrage des contraintes après chaque opération d'usinage. En faisant varier l'ordre des

opérations d'usinage nécessaire à la réalisation de la pièce, nous pouvons supposer que la déformation finale de la pièce soit différente. Pour cela, en conservant les mêmes conditions d'usinage et bridage, deux stratégies d'évidement de matière sont proposées :

- comme le montre la Figure 2.56, la stratégie 01 présente un temps d'usinage minimum en minimisant les trajets hors matière, l'ensemble des entités est usiné complètement de gauche vers la droite ;

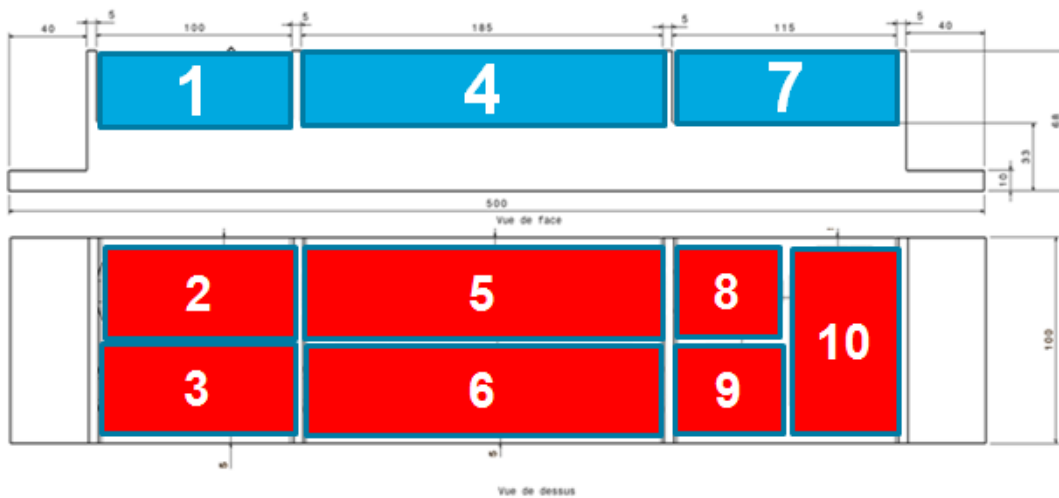


Figure 2.56 : Stratégie 01 – Maximisant la déformation

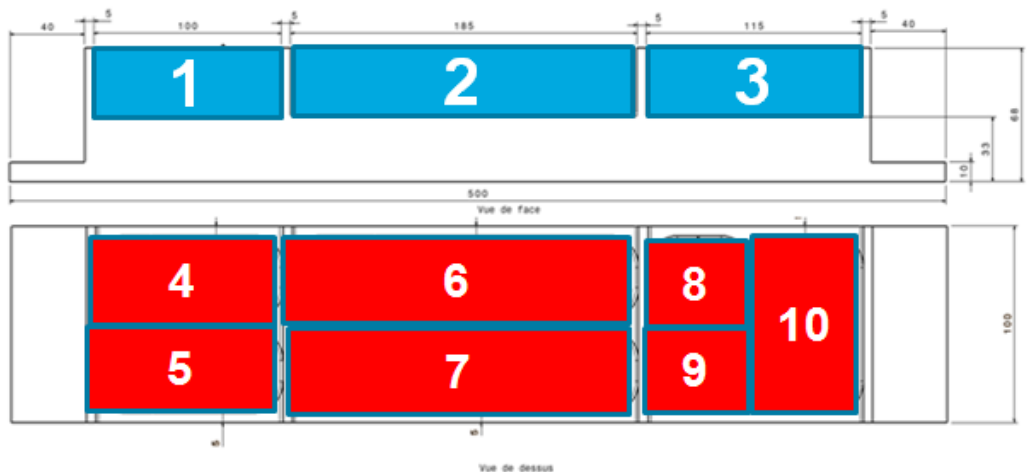


Figure 2.57 : Stratégie 10 – Minimisant la déformation

- comme le montre la Figure 2.57, la stratégie 10 propose un usinage plus progressif. Les entités supérieures sont usinées dans un premier temps avant d'usiner les entités inférieures, l'usinage par niveau de Z progressif doit d'après l'expérience des usineurs du projet réduire la déformation globale de la pièce.

La Figure 2.58 montre que la géométrie 14 se révèle trop rigide pour permettre de visualiser l'influence des séquences d'usinage sur la déformation globale de la pièce. Seul le rééquilibrage des contraintes en fin d'usinage et non durant l'usinage assure la déformation globale de la pièce. La différence entre les deux stratégies n'est pas assez importante pour être considérée comme significative.

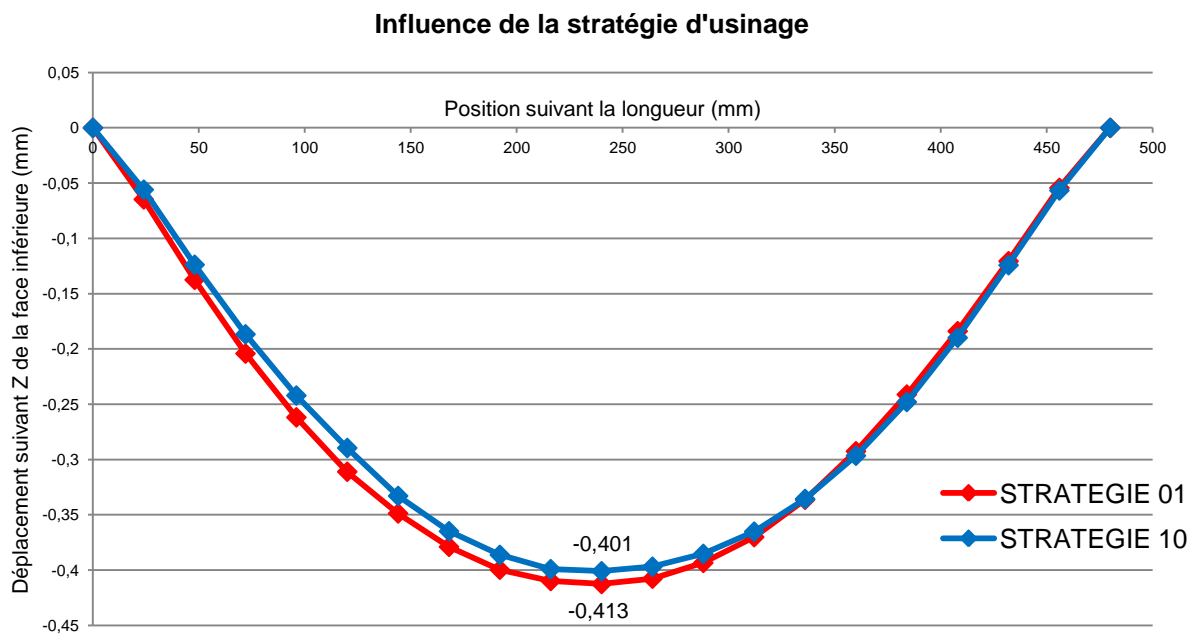


Figure 2.58 : Influence de la stratégie d'usinage

En conclusion, l'ensemble des essais sur la géométrie 14 montre que lorsque la rigidité de la pièce finale est importante, alors il ne semble pas se produire de déformations liées à un rééquilibrage des contraintes durant l'usinage. Peu de facteurs influents sur sa déformation finale. Le seul facteur qui présente un réel impact est la valeur de l'offset. Pour la suite, la géométrie 15 plus flexible doit permettre d'étudier de façon plus approfondie l'influence de la séquence d'usinage et de l'effort de coupe sur la déformation globale de la pièce.

4.6 Troisième géométrie retenue : PIECE ACA – GEOM15

La géométrie 15 retenue pour l'étude de l'influence de différents facteurs sur la déformation après usinage est la suivante. La pièce prismatique illustrée sur la Figure 2.59 et la Figure 2.60 présente :

- 7 entités (deux entités supérieures, une entité allant jusqu'au fond de la pièce et quatre entités inférieures) ;
- l'épaisseur du fond est constante et de 5 mm ;

- deux raidisseurs minces de 40 mm de hauteur et de 4 mm d'épaisseur dans le sens TL ;
- sur les extrémités, deux raidisseurs de 68 mm de hauteur et de 10 mm d'épaisseur dans le sens TL ;
- l'ajout d'un raidisseur de 68 mm de hauteur et de 4 mm d'épaisseur dans le sens TL situé au 2/3 de la pièce ;
- au centre, un raidisseur de 68 mm de hauteur et de 12 mm d'épaisseur dans le sens TL ;
- sur les bords de la pièce, deux raidisseurs de 33 mm de hauteur et de 5 mm d'épaisseur dans le sens TL.

La géométrie 15 se décline sur trois versions :

- la première avec une épaisseur de fond de 5 mm ;
- la seconde avec une épaisseur de fond de 8 mm ;
- la troisième avec une hauteur de 66 mm pour les essais sur la variation de l'offset.

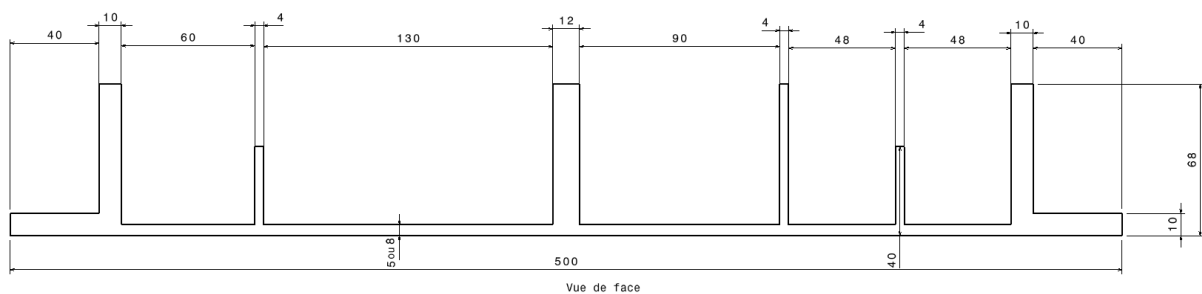


Figure 2.59 : Géométrie 15 « ouverte »

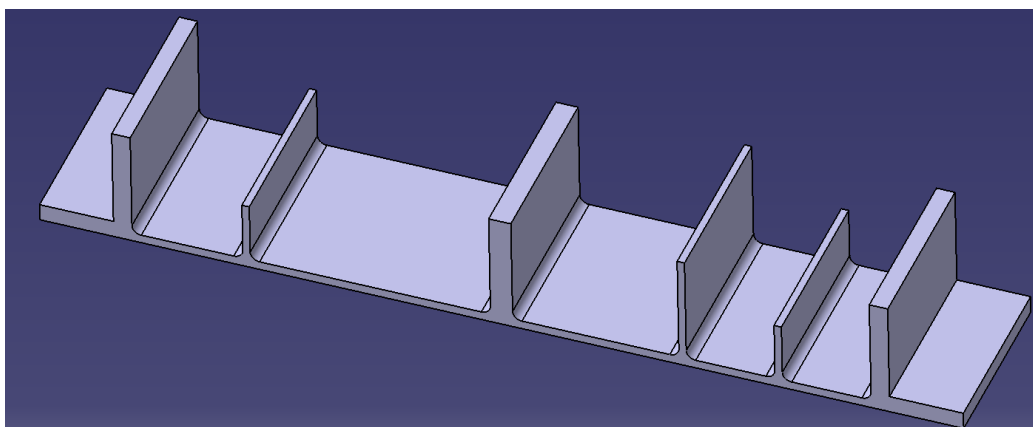


Figure 2.60 : Géométrie 15 « ouverte » - vue 3D

Pour l'ensemble des essais de la géométrie 15, si les paramètres d'études ne sont pas exprimés, les conditions d'essais sont les suivantes :

- utilisation de la fraise Ø32 avec les conditions exprimées dans le Tableau 2.6 ;
- orientation dans le sens L ;
- offset centré sur la tôle d'épaisseur 70mm ;
- usinage avec la stratégie d'évidement de matière Séquence 01 ;
- utilisation de deux brides aux extrémités.

Pour l'étude des paramètres influents sur la déformation, seul le paramètre d'étude est modifié, les autres non étudiés sont conservés dans la configuration de base.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947

Tableau 2.6 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie 15

Afin de valider la reproductibilité de la géométrie 15, les blocs 26T1, 27T1 et 37T1 proches dans la tôle sont retenus pour effectuer ces essais. Les figures suivantes présentent à chaque fois les valeurs de plusieurs essais pour pouvoir observer des différences sur la même stratégie.

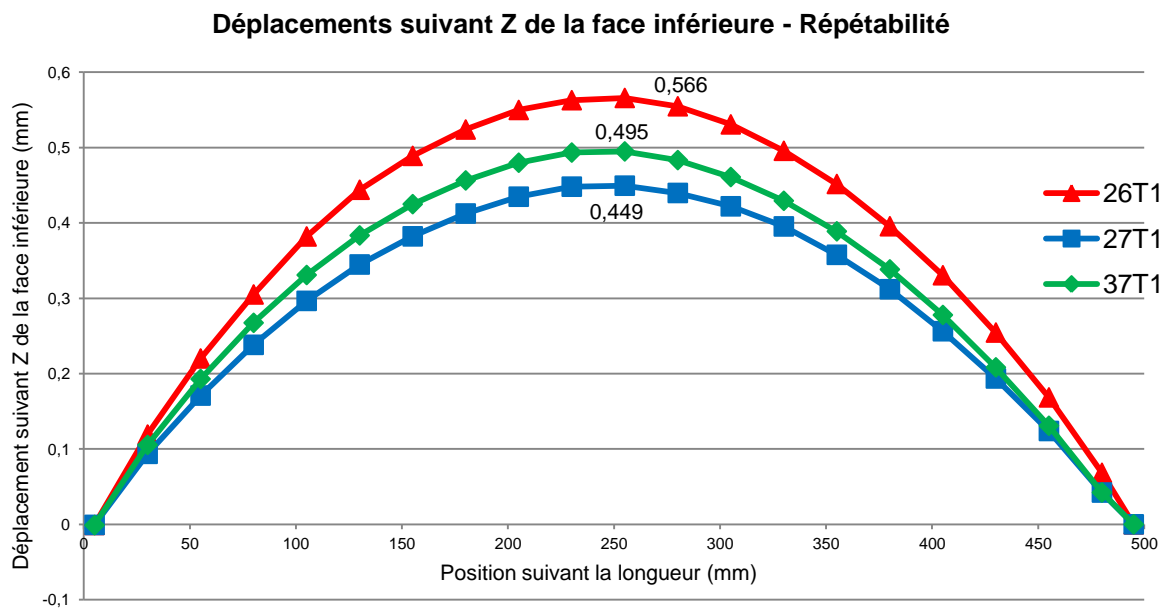


Figure 2.61 : Comparatif des profils des faces inférieures après usinage de 26T1, 27T1 et 37T1

Comme on peut l'observer sur la Figure 2.61, nous observons un écart inférieur à 0,12 mm entre les deux essais, ce qui donne une répétabilité de 0,12 mm en fonction des moyens de mesure utilisés. En vue des résultats des essais de répétabilité et en accord avec les différents acteurs du projet, nous avons fait le choix de retenir la géométrie 15 pour la suite des essais sur l'influence de l'ordonnancement et des efforts de coupe.

Dans un souci d'observer l'influence de l'effort de coupe sur la déformation globale de la pièce, trois outils différents et trois valeurs différentes d'efforts de coupe présentées dans le Tableau 2.7 sont testés. Pour la valeur de l'effort de 1434 N, deux outils de diamètres différents sont essayés, cela permet d'observer si le diamètre de l'outil présente une influence sur la déformation.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)	Effort de coupe (N)
Fraise Ø40	1000	0,15	2	2387	20	7	7957	1434
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947	1434
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	2,333	9947	478
Fraise Ø16	1000	0,07	2	2785	8	2	19895	228

Tableau 2.7 : Conditions d'usinage pour la géométrie 15

Comme montré sur la Figure 2.62, la géométrie 15 semble mettre en avant une influence significative de l'effort de coupe sur la déformation globale de la pièce. La géométrie 15, dont la déformation provient principalement du plan inférieur de la pièce, présente une influence aux efforts de coupe et le diamètre de l'outil, selon les conclusions suivantes :

- plus la valeur de l'effort de coupe est important et plus déformation finale est importante ;
- plus l'engagement radial est important et plus la déformation finale est importante.

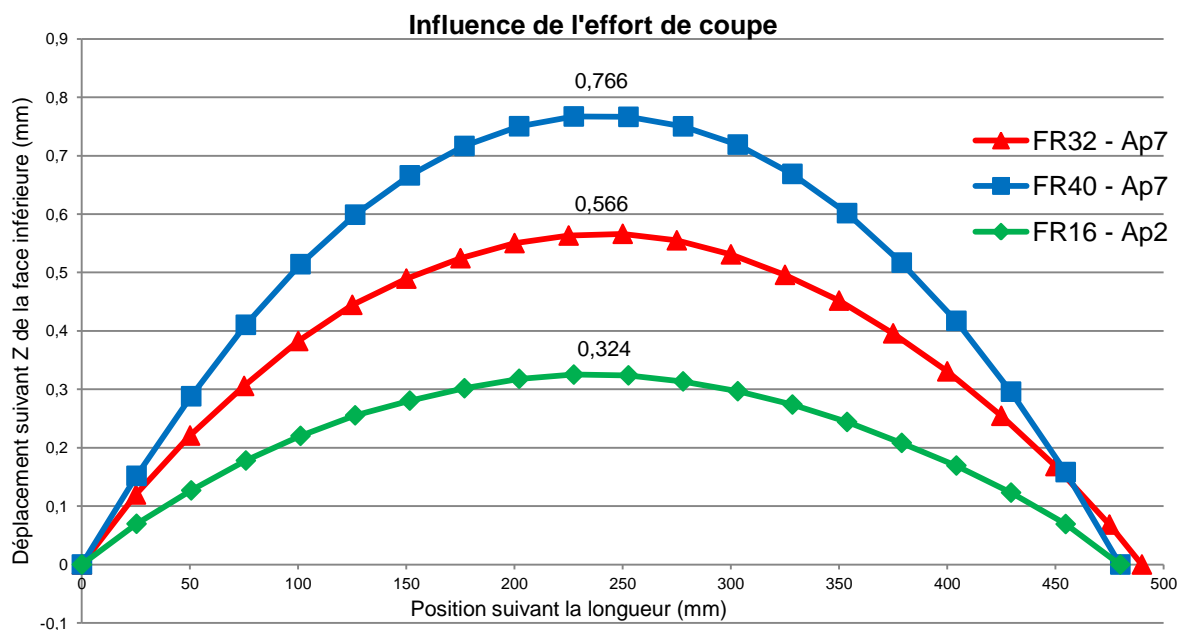


Figure 2.62 : Influence de l'effort de coupe

Afin d'étudier l'influence de l'effort de coupe sur la déformation globale de la pièce, l'ordre des séquences d'usinage est conservé, mais la prise de passe axiale est réduite de 7 mm à 2,33 mm. Contrairement à ce qu'il est généralement attendu, la Figure 2.63 montre que la réduction de la prise de passe induit une déformation globale plus importante de la pièce. En modifiant l'engagement axial, le nombre d'états intermédiaires de remise à l'équilibre des contraintes augmente et le chemin de rééquilibrage change.

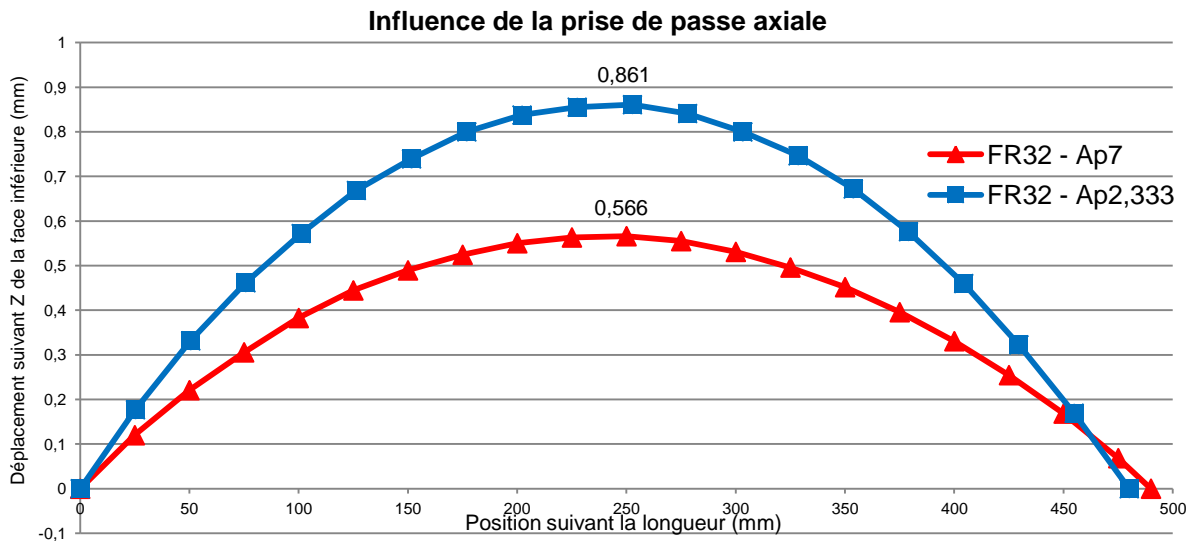


Figure 2.63 : Influence de la prise de passe axiale

Les bruts d'épaisseur 70 mm ne permettent pas de faire varier l'offset, les bruts d'épaisseur 90 mm ont donc été retenus pour ces essais, comme pour la préparation des bruts de la géométrie 14, des brides sont utilisées au niveau des poches ouvertes pour plaquer le brut sur la table. D'après simulation sous FORGE® trois valeurs d'offset ont été retenues :

- un offset de +11 mm assure une déformation minimale de la pièce, d'après simulation. Pour obtenir cette valeur d'offset, on réalise un surfaçage de 1 mm sur la face inférieure et de 23 mm sur la face supérieure, comme le montre la Figure 2.64 ;

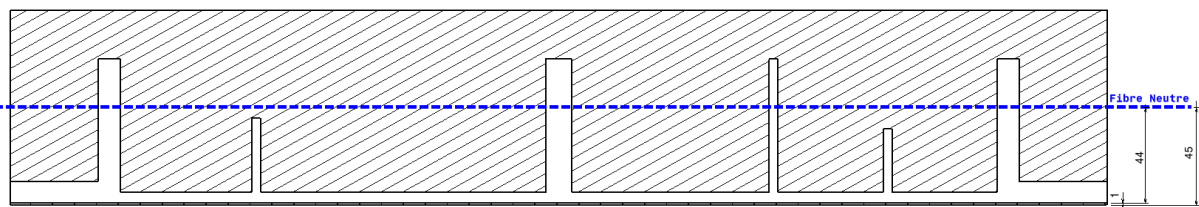


Figure 2.64 : Offset +11 mm

- un second offset de +3 mm qui doit aussi assurer une déformation minimale. Pour obtenir cette valeur d'offset, on réalise un surfaçage de 9 mm sur la face inférieure et de 15 mm sur la face supérieure, comme le montre la Figure 2.65 ;

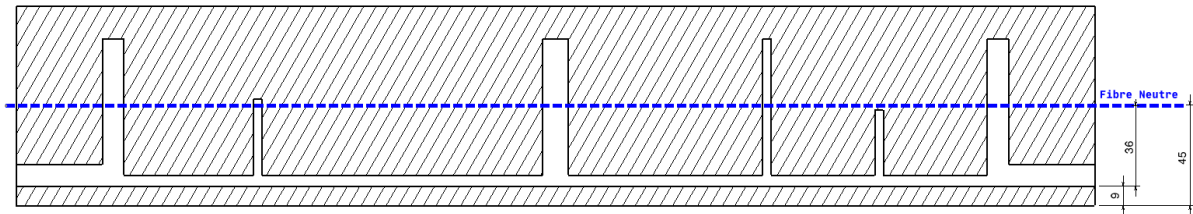


Figure 2.65 : Offset +3 mm

- un offset de -11 mm assure une déformation supérieure au cas de référence. Pour obtenir cette valeur d'offset, on réalise un surfaçage de 23 mm sur la face inférieure et de 1 mm sur la face supérieure, comme le montre la Figure 2.66.

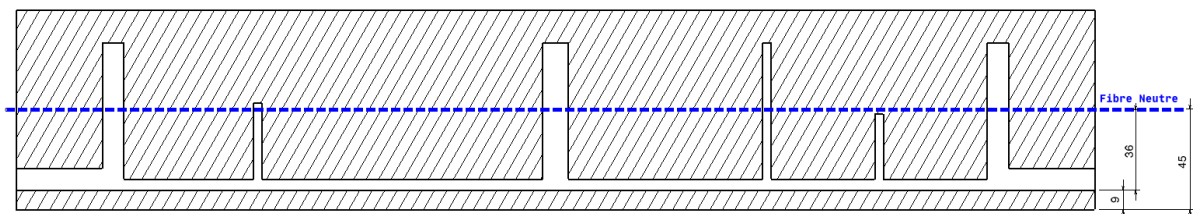


Figure 2.66 : Offset -11 mm

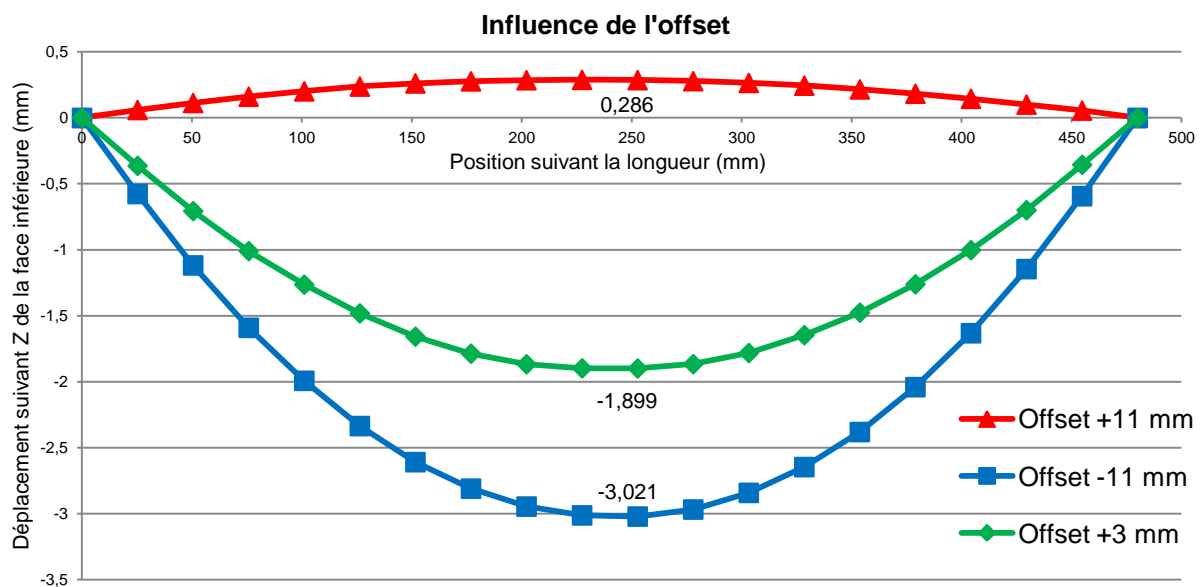


Figure 2.67 : Influence de la valeur de l'offset

L'ensemble des essais sur la tôle C d'épaisseur 70 mm montre une déformation variant de +0,32 mm à +1,00 mm. Comme pour la géométrie 14, deux offsets ont été calculés pour réduire la déformation globale de la pièce et un pour la maximiser. L'essai 05T2 (resp. 17T2, 13T2) a été réalisé avec un offset de +11 mm (resp. -11 mm, +3 mm). Comme observé sur la Figure 2.67, seul l'offset de +11 mm a permis d'obtenir une déformation de l'ordre de grandeur des essais générant le moins de déformation sur la tôle C. Les autres essais ont

mis en avant une inversion de courbure et une augmentation en valeur absolue de la déformation globale de la pièce. Ainsi, l'étude de l'influence de l'offset n'est pas concluante sur la tôle S d'épaisseur 90 mm pour réduire la déformation de la pièce.

Cela montre que dans le cas d'une géométrie dont la déformation provient principalement du retour à l'équilibre des contraintes se trouvant dans le plan inférieur, nous devons placer ce plan dans une zone avec un faible gradient de contraintes. Afin de réduire la déformation, une tôle d'épaisseur plus importante est nécessaire, mais cela engendre un coût supplémentaire et un volume copeaux plus important par rapport à la géométrie finale.

La dernière étude concerne l'ordonnancement des séquences d'usinage. En conservant les mêmes conditions d'usinage et bridage, deux stratégies d'évidement de matière sont proposées :

- comme le montre la Figure 2.68, la séquence 01 présente un temps d'usinage minimum en minimisant les trajets hors matière, l'ensemble des entités est usiné complètement de gauche vers la droite ;

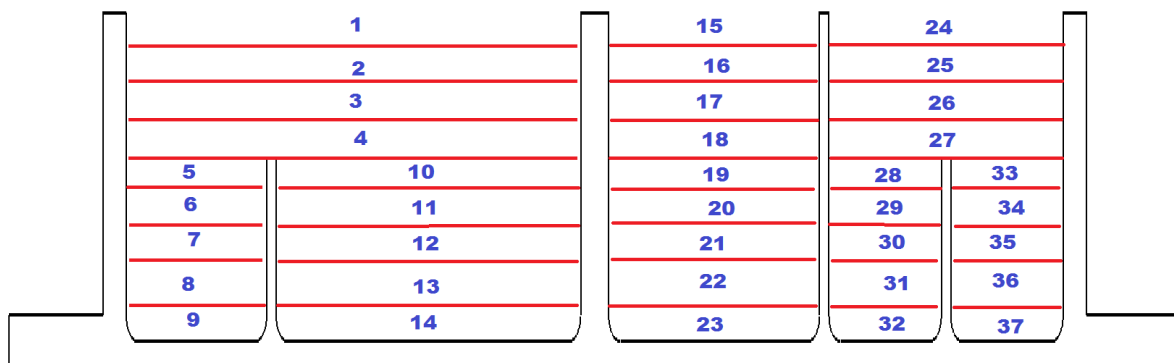


Figure 2.68 : Séquence 01 – Maximisant la déformation

- comme le montre la Figure 2.69, la séquence 02 propose un usinage plus progressif. L'ensemble de la géométrie est usiné par niveau de Z progressif en partant des extérieures vers le centre de la pièce ;

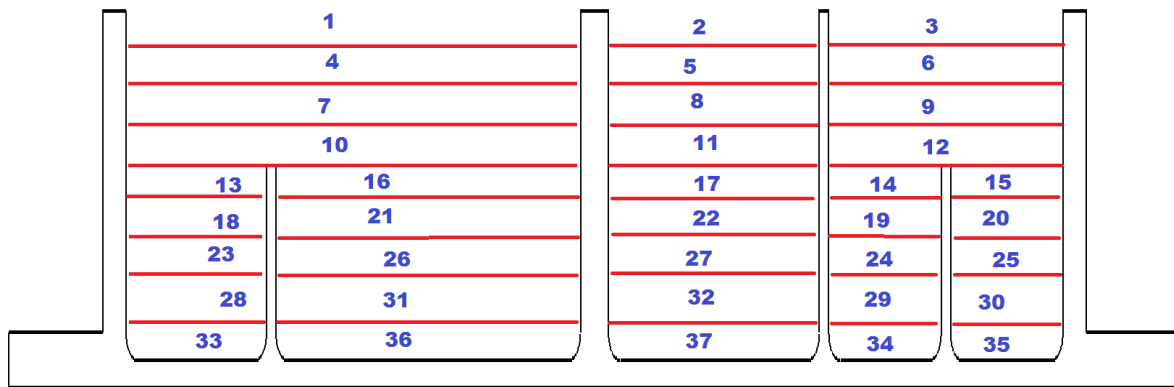


Figure 2.69 : Séquence 02 – Minimisant la déformation

- en collaboration avec le CEMEF, une variante à la stratégie 02 est proposée. Les séquences pour les entités supérieures sont conservées, mais pour l'évidement des poches inférieures, des saignées sont effectuées dans la pièce pour modifier l'ordre des états de retour à l'équilibre de la pièce, comme le montre la Figure 2.70. D'après simulation, la séquence 03 doit minimiser la déformation globale de la pièce, les cinq entités inférieures sont usinées en 19 saignées. La Figure 2.70 montre l'ordre des saignées et illustre une stratégie d'usinage construite non plus par entités, mais par groupe d'entités. En effet, les cinq entités inférieures sont usinées en même temps sur une même altitude en Z et entre chaque saignée, l'entité usinée change.

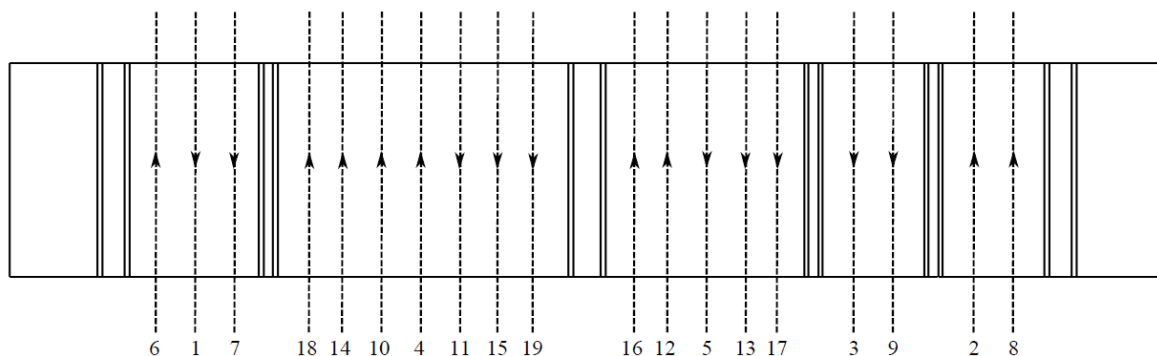


Figure 2.70 : Séquence 03 – Optimisation des trajectoires pour les poches inférieures

Les essais 26T1, 27T1 et 37T1 ont été réalisés avec la séquence 01 et les essais 28T1 et 29T1 avec la séquence 02. Comme le montre la Figure 2.71, malgré la faible répétabilité des essais, nous pouvons quand même conclure que la stratégie semble avoir un réel impact sur la déformation globale de la pièce et de la réduire de l'ordre de 50%.

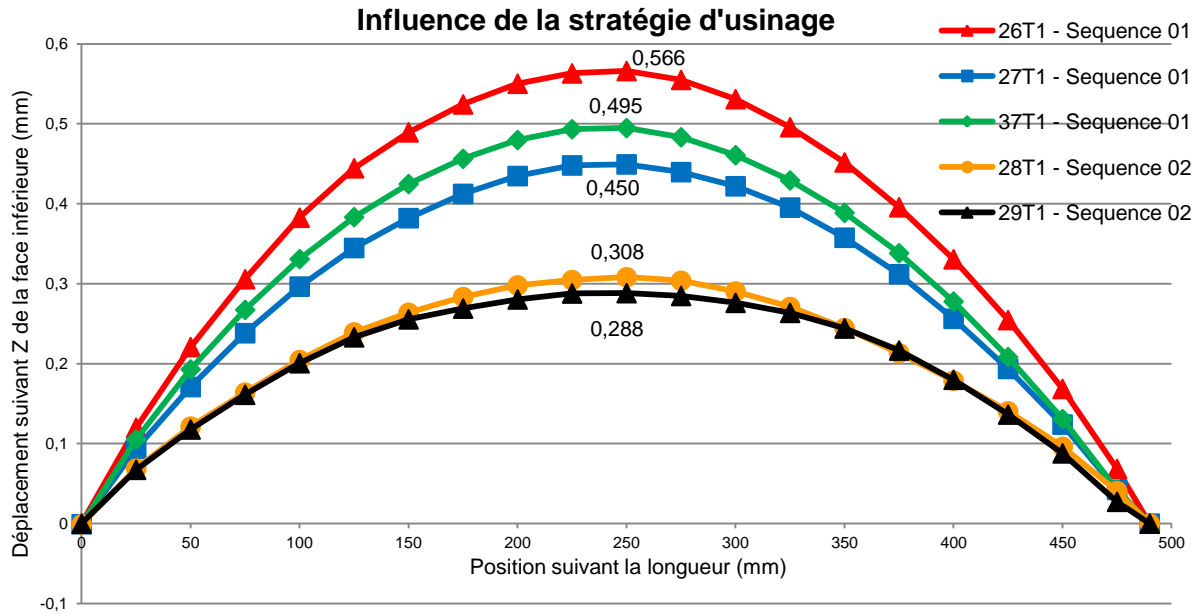


Figure 2.71 : Influence de la stratégie d'usinage

La séquence optimisée 03 est calculée pour un offset de +3 mm. Afin d'observer l'impact sur la déformation, la séquence 01 est retenue sur les bruts 12T2 et 13T2, tandis que la séquence 03 sur les bruts 14T2 et 15T2. Comme le montre la Figure 2.72, dans le cas de l'essai 14T2, la séquence 03 semble réduire la déformation, mais en effectuant un second essai avec la même stratégie, la déformation est du même ordre de grandeur que pour les essais avec la séquence 01. Nous ne pouvons donc pas conclure que l'ordre des évidements de matière présente un réel impact sur la déformation.

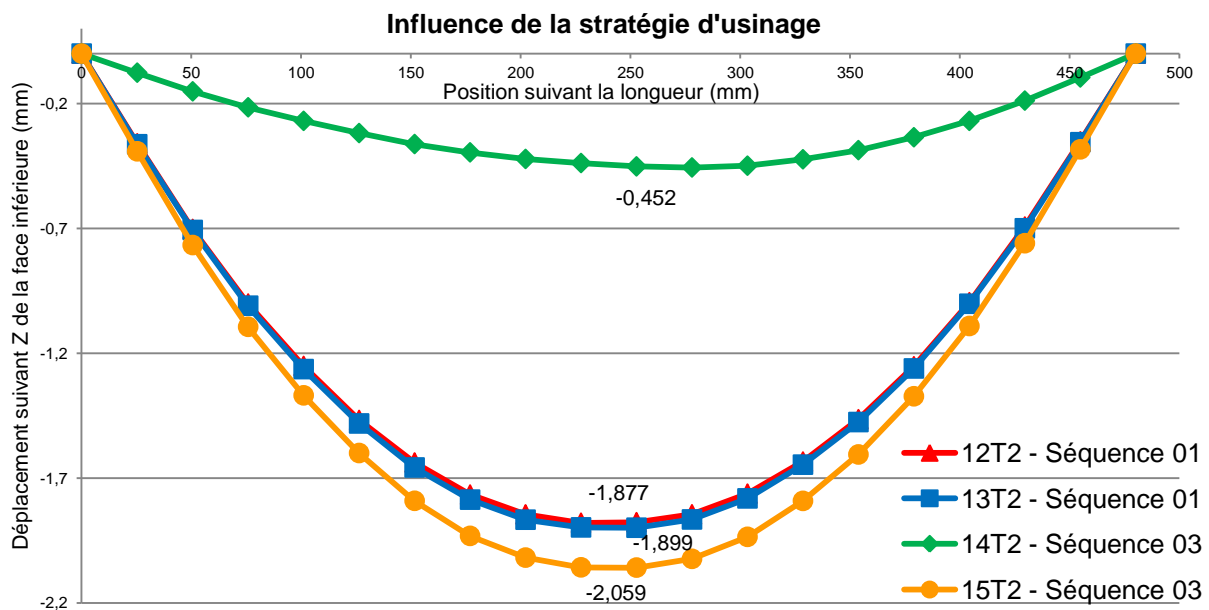


Figure 2.72 : Influence de la séquence d'usinage optimisée

En conclusion, la géométrie 15 a permis de mettre en évidence que dans les cas d'une géométrie trop flexible durant l'usinage, la séquence et le choix de l'outil peuvent présenter un impact sur la déformation globale de la pièce. De plus, sur ce cas précis, le calcul d'un offset annulant la déformation n'est pas possible si le choix est fait de garder un volume de copeaux raisonnable par rapport à la géométrie finale.

4.7 Conclusion sur les essais sur la géométrie académique

Le choix des géométries 14 et 15 a été pertinent pour effectuer une précampagne sur l'ensemble des paramètres présentant une réelle influence sur la déformation de la pièce au sein de l'IFMA. Ces deux géométries antagonistes au niveau de leur rigidité ont permis de mettre en avant des paramètres différents et de mettre l'accent sur le choix de la géométrie. La géométrie 14 qui est trop rigide par rapport au bridage retenu montre que seul l'offset présente un réel impact. En ce qui concerne la géométrie 15 qui présente une légère flexibilité durant l'usinage, des paramètres comme la séquence d'usinage, le choix de l'outil peuvent réduire la déformation. De plus, sur ce cas, la déformation n'a pu être annulée, mais le sens de déformation a été inversé, chose qui est intéressante pour les usinages en deux posages. Une déformation négative en OP10 est intéressante pour compenser des déformations positives en OP20. L'ensemble des informations retenues lors de ces essais donnent des pistes pour la conception d'une pièce semi-industrielle qui a fait l'objet d'une campagne d'essais chez les partenaires usineurs du projet. Le paragraphe 5 détaille une campagne plus complète sur l'impact de certains paramètres sur la déformation globale de la pièce. De plus au vu des essais sur la géométrie 15, un critère supplémentaire est ajouté pour caractériser la déformation de la pièce, la prise en compte des épaisseurs afin d'observer les déplacements de la pièce durant l'usinage.

5 Évaluation expérimentale de la déformation des pièces semi-industrielles (BAG)

Une seconde catégorie de pièces présentant une longueur de 886 mm est définie. Ces pièces semi-industrielles dites « bac à glaçons » permettent d'observer des phénomènes non visibles sur les pièces académiques, du fait de leur dimension plus réduite. Le brut retenu pour cette seconde pièce est de dimension 886x100x70 mm dont on usine 80% du volume initial. De plus, les objectifs sont différents. La pièce académique a pour objectif de tester un ensemble de paramètres avec les moyens de l'IFMA, tandis que l'usinage de la pièce semi-industrielle a été déployé chez les partenaires industriels lors d'une campagne expérimentale complète chez Constellium, Rexiaa et IFMA.

5.1 Conception de la pièce d'essais semi-industrielle

La conception de cette seconde catégorie de pièces d'études a pour objectif d'observer la déformation globale mesurable et reproductible des faces supérieures et inférieures de la pièce sur un déploiement industriel.

Les résultats de la 1^{ère} campagne d'étude sur les pièces académiques au sein de l'IFMA ont donné des pistes pour choisir les paramètres pertinents à être déployés chez les partenaires industrielles du projet. De plus, les essais sur la géométrie 15 de la pièce académique montrent que dans certains cas la pièce présente une légère mobilité durant l'usinage, ce qui nous permet de définir un nouveau critère complémentaire pour caractériser la déformation de la pièce d'étude : la mesure des épaisseurs des fonds de poches. Ainsi, une pièce qui se soulève durant l'usinage présente des épaisseurs de fonds de poche inférieure à la valeur nominale.

Dans le cas des pièces académiques, nous nous sommes seulement intéressés aux usinages en une phase sans retournement. En effet, le processus usuel de contrôle des déformations passe généralement par l'augmentation du nombre de retournement de manière à usiner la pièce de façon progressive suivant sa face supérieure et inférieure, ce qui augmente les coûts de mise en œuvre. Pour réduire ces coûts, l'objectif est, ici, de proposer des paramètres de la gamme qui permettent d'usiner la pièce en deux posages et ainsi réduire les opérations de manutention qui pénalisent la productivité.

Ainsi, quatre paramètres sont retenus pour cette seconde catégorie de pièces. Comme pour la pièce académique, une première campagne est réalisée à l'IFMA pour valider la géométrie, puis un déploiement est réalisé chez les partenaires usineurs (Constellium et Rexiaa).

Suite à l'évolution des essais sur la pièce académique et des différents échanges avec les partenaires du projet, le premier paramètre intéressant à étudier concerne les **conditions de bridage**. Le second paramètre concerne **la valeur de l'offset**, en utilisant la tôle S d'épaisseur 90 mm, qui permet d'étudier deux valeurs. D'après des simulations sous le logiciel FORGE®, les deux valeurs retenues sont :

- Offset qui maximise la déformation de la pièce après usinage ;
- Offset qui minimise la déformation de la pièce après usinage.

Le troisième paramètre porte sur **la position et l'orientation des bruts** au sein de la tôle, la déformation provient principalement du retour à l'équilibre des contraintes internes du

matériau. Le sens TL induit des contraintes plus faibles et donc une déformation plus faible. Le quatrième paramètre porte sur l'ordonnancement des séquences d'usinage. À cet effet les deux stratégies retenues sont :

- Du centre vers l'extérieur en évitant progressivement l'ensemble des poches ;
- Évidement total poche par poche.

L'évidement progressif a pour effet de contrôler la rigidité globale de la pièce lors des passes de finition sur les poches, nous pourrions observer l'impact à travers la mesure des épaisseurs.

5.2 Processus expérimental

Les bruts provenant de tôles laminées, un surfacage préparatoire est réalisé sur la face inférieure et supérieure de la pièce dans un premier temps, pour obtenir deux surfaces de référence pour la mesure de la déformation. De plus, lors de cette phase, les encoches nécessaires au maintien en position de la pièce sont réalisées. Le processus expérimental est similaire à celui des pièces académiques :

- Avant usinage, le serrage des brides est obtenu à l'aide d'une clef dynamométrique à une valeur donnée, cette valeur est calculée en fonction de l'effort maximal subi par la pièce lors de l'usinage ;
- Pour étudier la déformation de la pièce après usinage, la pièce est d'abord usinée en faisant varier les différents paramètres cités précédemment ;
- La pièce est totalement débridée afin d'effectuer les mesures sur une Machine de Mesure Tridimensionnelle (MMT).

La pièce est usinée en deux phases et présente des déformations après usinage de la phase 10, les valeurs des efforts de bridage sont calculées par le logiciel de simulation pour prendre en compte cette déformation, plaquer la pièce sur la table et annuler la déformation précédente. Cependant, en fonction du bridage retenu, certaines configurations ne permettent pas redresser la pièce avant usinage de la phase 20, ce qui a pour effet d'augmenter les défauts d'épaisseurs sur les fonds de poche. Dans ce mémoire, le bridage de la phase 20 garanti un plaquage de la pièce sur le montage usinage pour tous les cas présentés.

Ainsi, pour l'ensemble des pièces, la géométrie finale est obtenue après les trois phases suivantes, la préparation, OP10 et OP20. Pour les pièces réalisées au sein de l'IFMA, ce protocole est respecté pour chaque phase. En ce qui concerne les essais chez les partenaires usineurs du projet, après la phase de préparation et l'OP10, la pièce est placée

sur un marbre afin de contrôler sa planéité. Une fois la dernière phase réalisée, la pièce est contrôlée totalement au sein de l'IFMA sur la MMT.

Voici les moyens utilisés, pour la phase de la validation de la géométrie des pièces semi-industrielles :

- Catia v5 R22, pour programmer l'ensemble des trajectoires, conditions d'usinage et outils utilisés lors des essais ;
- Centre d'usinage 5 axes UGV, CRENO illustré sur la Figure 2.73, dont les principales caractéristiques à la réalisation des essais sont :
 - Vitesse de rotation maximum : 24000 tr/min
 - Puissance broche : 12 kW
 - Vitesse d'avance de travail maximum : 30 m/min
 - Course en X: 2700 mm
 - Course en Y : 2450 mm
 - Course en Z : 1270 mm
 - Centre d'usinage à portique



Figure 2.73 : Centre d'usinage IFMA - CRENO

- Fraise 2 tailles Ø20 et une fraise 2 tailles Ø32 ayant des conditions de coupe identiques aux conditions industrielles, au vu de la puissance de la broche au sein de l'IFMA, la prise de passe axiale est réduite. L'ensemble des conditions est présenté dans le Tableau 2.8.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)	Effort de coupe (N)
Fraise Ø20	450	0,10	2	1432	10	2,33	7161	356
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	7	9947	1434
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	2,33	9947	478

Tableau 2.8 : Conditions d'usinage par outil

- Machine de Mesure Tridimensionnel présentée précédemment, dont les principales caractéristiques nécessaires à la mesure des coordonnées d'un ensemble de points de la pièce sont :
 - Erreur de justesse de 7 µm ;
 - Erreur de répétabilité de 4 µm.

5.3 Étude de la géométrie : BAG – GEOM01

La géométrie 01 proposée pour l'étude de l'influence de l'ordonnancement sur la déformation après usinage illustrée sur la Figure 2.74 présente les caractéristiques suivantes :

- Sur la face supérieure, neuf entités fermées séparées par des raidisseurs de 4 mm et du bord de la pièce par deux raidisseurs sens L de 7 mm ;
- Sur la face inférieure, deux entités fermées présentant des raidisseurs de 4 mm et avec le bord un raidisseur 7 mm. Une entité ouverte de longueur 682 mm sur 28 mm de profondeur ;
- Sur le long de la pièce, quatre encoches de chaque côté, qui permettent de maintenir la pièce en position.

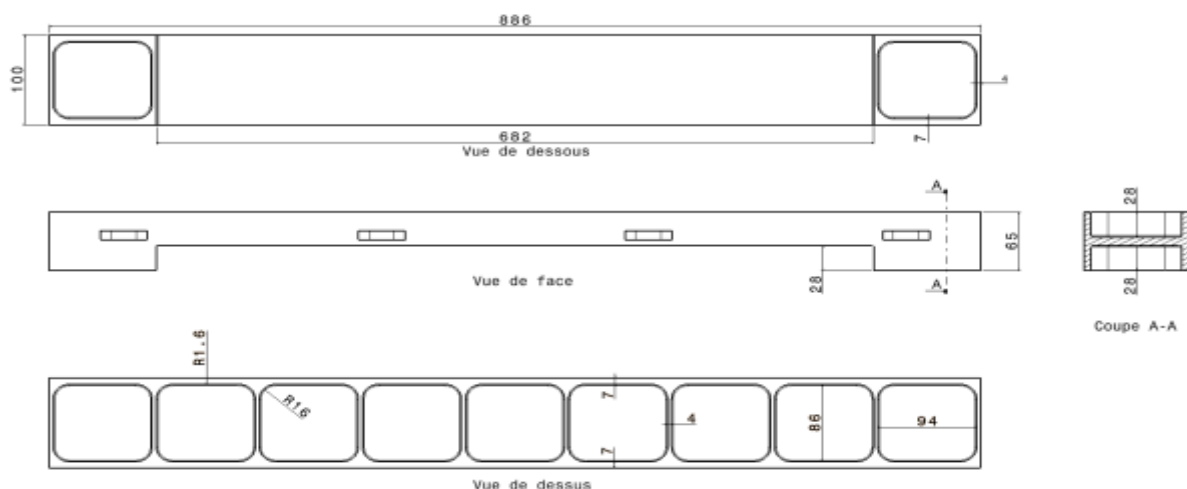


Figure 2.74 : Géométrie 01 du « bac à glaçons »

Cette géométrie répond bien aux attentes pour étudier différents facteurs sur la déformation globale de la pièce, car elle permet de faire évoluer :

- les moyens de bridage, grâce aux huit encoches présentes sur les faces latérales, le nombre de brides peut varier ou des crampons plaqueurs peuvent être utilisés ;
- l'ordonnancement des séquences d'usinage en modifiant l'ordre d'usinage des douze entités pour tester différentes séquences.

Cette pièce est usable dans les bruts de 886x100x70 mm et la valeur de l'offset peut varier pour les bruts de 886x100x90 mm. Ces paramètres d'orientation et de position du brut au sein de la tôle sont étudiés en choisissant un brut à différents endroits de la tôle.

Deux séquences d'usinage différentes sont répétées deux fois. La première stratégie retenue est la stratégie S5D, car d'après l'expérience des partenaires usineurs elle doit maximiser la déformation de la pièce après débridage. L'usinage des poches est effectué en totalité de la gauche vers la droite en utilisant la fraise Ø32. La Figure 2.75 présente l'ordre d'usinage des poches.

01	05	09	13	17	21	25	29	33
02	06	10	14	18	22	26	30	34
03	07	11	15	19	23	27	31	35
04	08	12	16	20	24	28	32	36
04								12
03								11
02								10
01								09

Figure 2.75 : Stratégie S5D

La seconde stratégie retenue est la stratégie S1A, qui doit minimiser la déformation de la pièce après débridage. Comme le montre la Figure 2.76, sur chacune des phases d'usinage, l'usinage est progressif en niveau de Z et du centre vers l'extérieure des entités. Cette stratégie a la particularité de réduire de façon progressive la rigidité de la pièce au cours de l'usinage.

08	07	04	03	01	02	05	06	09
17	16	13	12	10	11	14	15	18
26	25	22	21	19	20	23	24	27
35	34	31	30	28	29	32	33	36
11							10	12
08							07	09
05							04	06
02							01	03

Figure 2.76 : Stratégie S1A

Le bridage est assuré par huit brides situées sur les faces latérales de la pièce en appliquant l'effort de bridage sur la même zone et à la même valeur pour les quatre pièces.

Pour la définition de la déformation des pièces semi-industrielles, on s'intéresse seulement à la déformation des pièces après OP20, pour cela la pièce est positionnée sur sa face latérale pour pouvoir mesurer un ensemble de points sur les faces supérieure et inférieure. Comme le montre la Figure 2.89, un repère de métrologie est créé pour caractériser cette déformation, un ensemble de points est palpé sur les raidisseurs sens L de la face supérieure. Le repère de métrologie est défini en prenant pour axe X, le premier et dernier point palpé projetés dans le plan xy. La déformation correspond aux différences d'altitude en Y entre le point palpé et l'axe X créée. La déformation définie ici suivant Y, correspond à un déplacement de la pièce suivant son axe Z de conception.

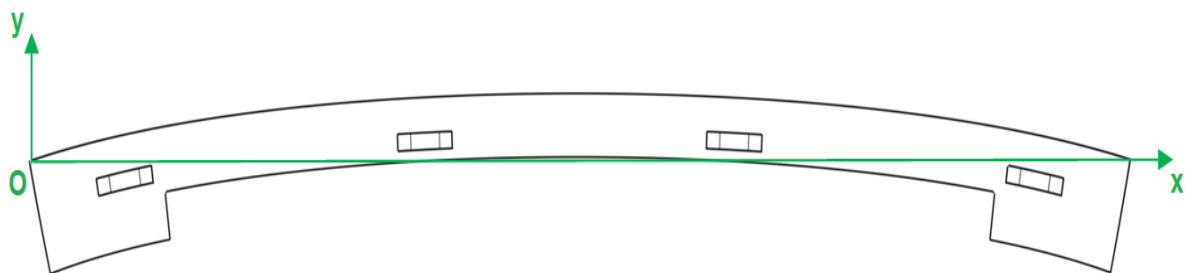


Figure 2.77 : Repère de métrologie pour les pièces semi-industrielles GEOM01

Pour l'ensemble des essais de la géométrie GEOM01, si les paramètres d'études ne sont pas exprimés, les conditions d'essais sont les suivantes :

- utilisation de la fraise Ø32 avec les conditions exprimées dans le Tableau 2.9 ;
- orientation dans le sens L ;
- offset centré sur la tôle d'épaisseur 70mm ;
- usinage avec la stratégie d'évidement de matière S5D ;

- utilisation de de huit brides sur les faces latérales.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	2,333	9947

Tableau 2.9 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie GEOM01

Pour ces premiers essais, la mesure des épaisseurs des fonds de poche n'est pas prise en compte, seule la déformation globale de la surface supérieure est retenue. Les essais 15T1 et 16T1 ont été usinés avec la stratégie S5D et les essais 17T1 et 18T1 avec la stratégie S1A. Nous nous intéressons ici à la reproductibilité des essais et à l'impact de la stratégie sur la déformation, seul l'ordonnancement des séquences d'usinage est modifié, les autres paramètres correspondent à la configuration de base.

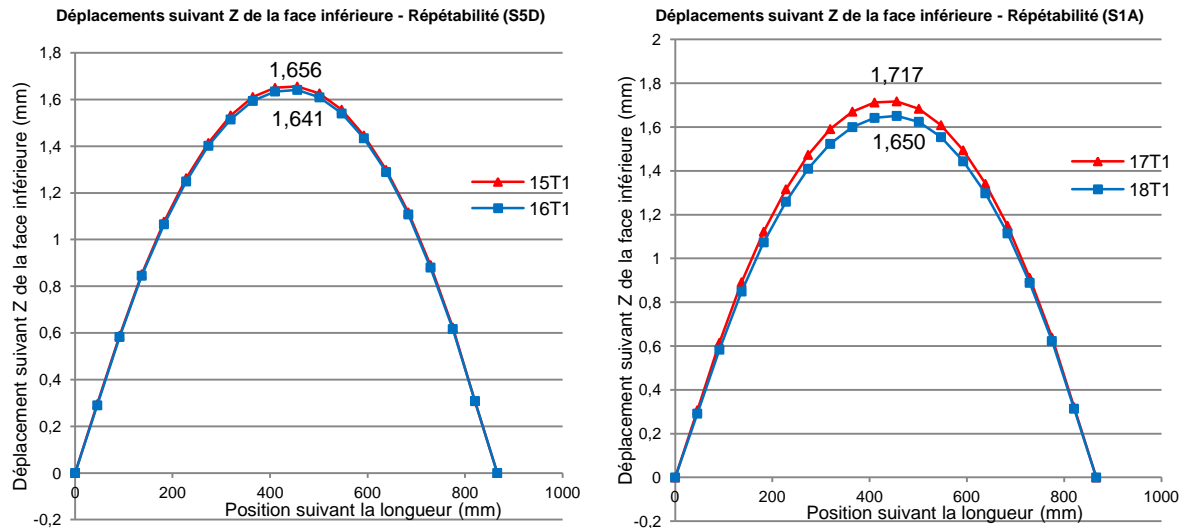


Figure 2.78 : Comparatif des essais 15T1/16T1 et essais 17T1/18T1

Une déformation de l'ordre de 1,65 mm est mesurée sur l'ensemble de ces quatre essais, en comparant les deux valeurs extrêmes de ces essais, une légère influence de la stratégie est observée sur la déformation globale de la pièce de l'ordre de 0,076 mm. Cette valeur présentée sur la Figure 2.79 n'est pas assez importante pour conclure sur l'impact de la stratégie sur la déformation.

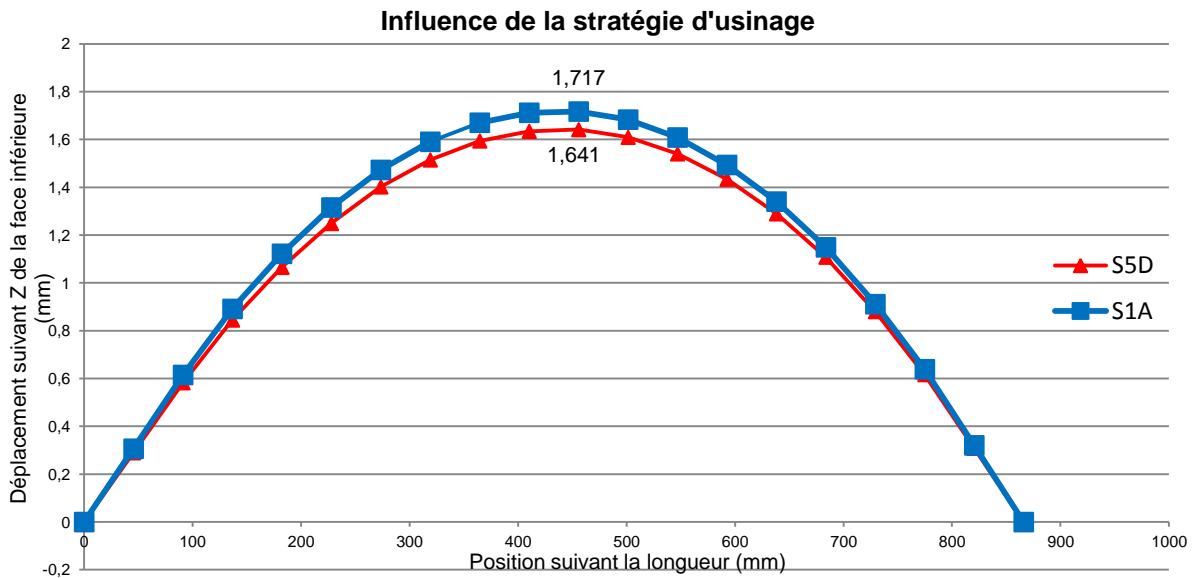


Figure 2.79 : Profil de la face supérieure suivant les deux stratégies

Au vu de ces premiers essais, il apparaît que la 1ère géométrie retenue présente une bonne reproductibilité, mais n'est pas pertinente pour la suite des essais. Afin d'avoir un impact plus important des conditions de bridages et des stratégies sur la mesure d'épaisseur, une déformation plus importante est attendue. Nous allons faire évoluer la géométrie pour obtenir une déformation globale de plus de 3 mm.

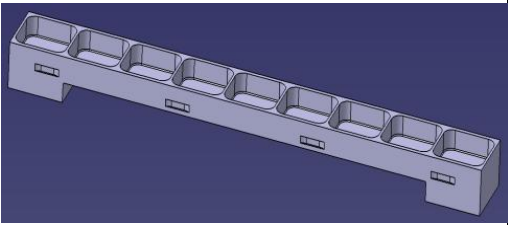
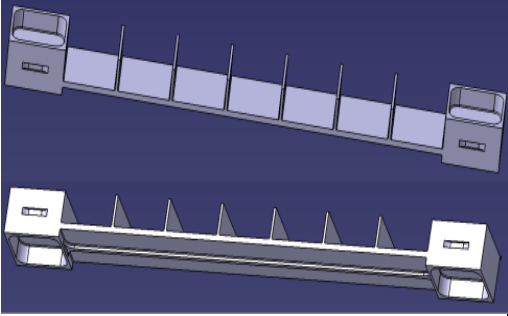
5.4 Conception d'une géométrie d'essais sous contrainte de garantir une déformation globale

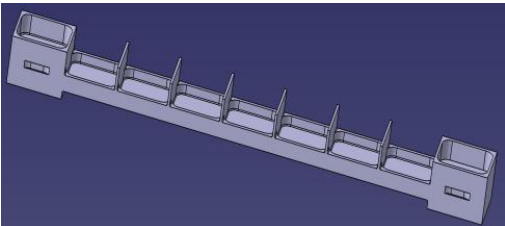
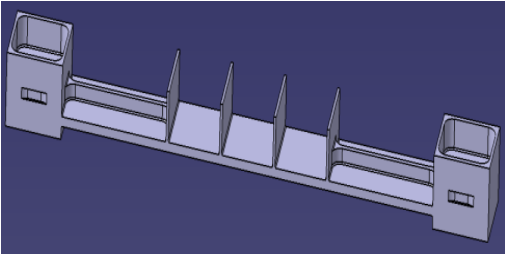
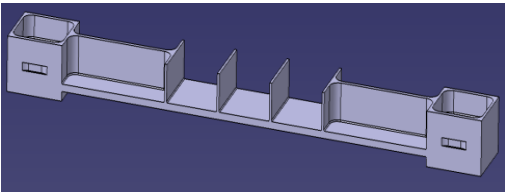
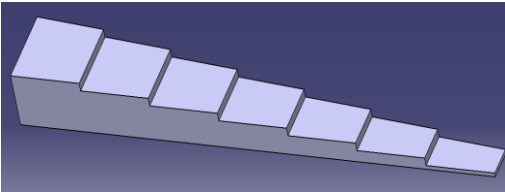
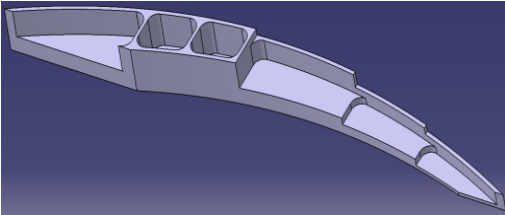
Plusieurs géométries, présentées par la suite, ont été proposées et usinées dans un alliage d'aluminiums 2050 pour sélectionner une géométrie qui permet d'effectuer l'ensemble des essais. L'objectif est d'étudier l'influence de la géométrie de la pièce usinée et des raidisseurs sur la déformation de la pièce après usinage. Afin de réduire le nombre de géométries à usiner, une dizaine de géométries sont testées sous FORGE® pour déterminer les géométries qui se déforment le plus. Pour l'ensemble des géométries, les caractéristiques suivantes évoluent :

- La géométrie et l'orientation des raidisseurs :
 - Épaisseur allant de 3 mm à 7 mm
 - Hauteur dans le sens TL variant de 33 mm et 47 mm
- La position de la face plane au sein de la géométrie de la pièce :
 - Centré sur la fibre neutre
 - Décalé de +20mm par rapport à la fibre neutre

- Les moyens de brider la pièce :
 - 8 brides espacées de façon régulière le long de la pièce
 - 4 brides aux extrémités de la pièce
 - 2 brides aux extrémités de la pièce
 - 4 Crampons plaqueurs
- Le volume de matière usiné

À la fin des simulations, les géométries sont classées selon leur déformation, pour réduire le nombre de géométries à usiner pour la campagne d'essais réels. Le Tableau 2.10 présente les différentes géométries, ainsi que la valeur simulée de la déformation. La déformation réelle mesurée expérimentalement apparait entre parenthèses.

N°	Vue de la pièce	Déformation simulée (expérimentale)	Caractéristiques
01	 <p>+ 1,79 mm (+ 1,71 mm)</p>		<ul style="list-style-type: none"> - 11 entités fermées séparées par des raidisseurs de 4 mm. Sur les bords de la pièce deux raidisseurs sens L de 7 mm. - 1 entité ouverte de longueur 682 mm sur 28 mm de profondeur. - Plan du fond d'épaisseur égale à 9 mm et centré par rapport à la fibre neutre. - 4 encoches de chaque côté pour le maintien en position de la pièce.
02	 <p>+ 3,85 mm (+ 4,25 mm)</p>		<ul style="list-style-type: none"> - 4 entités fermées présentant des raidisseurs de 4 mm dans le sens TL et deux raidisseurs sens L de 7 mm du bord de la pièce. - 1 entité ouverte de longueur 682 mm sur 12 mm de profondeur. - Un raidisseur de sens L de hauteur 6 mm et de largeur 7 mm centré par rapport à la largeur de la pièce. - 7 entités ouvertes séparées par des raidisseurs de sens TL d'épaisseur 4 mm et de hauteur 47 mm. - Plan du fond d'épaisseur égale à 9 mm, décalé de + 20 mm par rapport à la fibre neutre. - 4 encoches sur les extrémités pour le maintien en position de la pièce.

03	 <p>+ 2,75 mm (+ 3,18 mm)</p>	<p>La géométrie 03 est similaire à la géométrie 02. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Suppression du raidisseur de hauteur 6 mm dans le sens L ; - Ajout de deux raidisseurs sens L de hauteur 14 mm, de largeur 7 mm, situés sur les bords de la pièce.
04	 <p>+ 3,92 mm</p>	<p>La géométrie 04 est similaire à la géométrie 02. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Suppression du raidisseur de hauteur 6 mm dans le sens L ; - Suppression deux raidisseurs sens TL, pour obtenir deux entités ouvertes de longueur 192 mm ; - Ajout de deux raidisseurs sens L de largeur 7 mm, hauteur 14 mm et centré par rapport à la largeur de la pièce.
05	 <p>+ 2,77 mm</p>	<p>La géométrie 05 est similaire à la géométrie 04. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Deux raidisseurs sens L centrés par rapport à la largeur de la pièce ayant une hauteur de 47 mm.
06	 <p>+ 2,39 mm</p>	<ul style="list-style-type: none"> - une forme trapézoïdale dont la largeur varie de 100 mm à 40 mm. - 7 marches dont la hauteur varie de 65 mm à 5 mm avec un pas de 10 mm.
07	 <p>+ 1,47 mm</p>	<ul style="list-style-type: none"> - 2 entités fermées. - 4 entités ouvertes. - le fond de la pièce varie de 25 mm à 5 mm. - un raidisseur qui suit la courbure la pièce et dont l'épaisseur réduit avec l'épaisseur de la paroi du fond.

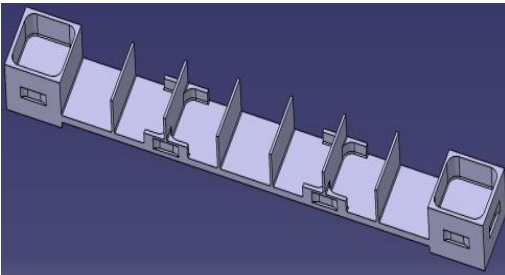
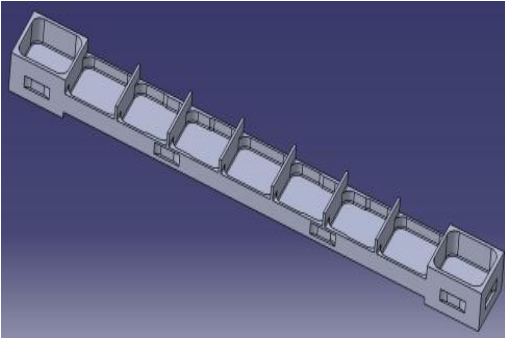
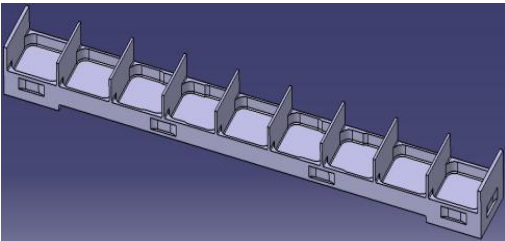
08	 <p>+ 4,17 mm</p>	<p>La géométrie 08 est similaire à la géométrie 03. La seule différence est :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Suppression quasi-totale des raidisseurs sens L aux bords de la pièce. Les raidisseurs sont partiellement conservés au niveau des encoches nécessaires pour le maintien en position de la pièce.
09	 <p>+ 3,23 mm</p>	<ul style="list-style-type: none"> - Hauteur de la pièce égale à 48 mm. - Plan du fond d'épaisseur égale à 9 mm et décalé de + 17,5 mm par rapport à la fibre neutre. - 4 entités fermées aux extrémités de la pièce avec des raidisseurs sens L et TL de 4 mm. - 1 entité ouverte de longueur 682 mm sur 8 mm de profondeur. - 7 entités ouvertes séparées par des raidisseurs de sens TL d'épaisseur 4 mm. - 2 raidisseurs sens L sur les bords de la pièce de largeur 4 mm et 6 mm au niveau des encoches nécessaires au maintien en position.
10	 <p>+ 3,32 mm (+ 3,50 mm)</p>	<p>La géométrie 10 est similaire à la géométrie 09. Les seules différences sont :</p> <ul style="list-style-type: none"> - Hauteur de la pièce égale à 60 mm ; - Plan du fond situé sur la fibre neutre, pour augmenter la hauteur des raidisseurs sens TL et des raidisseurs sens L sur le bord de la pièce ; - Ouverture de deux des entités fermées de la face inférieure pour limiter la flexion aux extrémités par rapport à la géométrie précédente.

Tableau 2.10 : Ensemble des géométries testées pour la pièce semi-industrielle

Les géométries 01 à 03 sont testées de façon expérimentale pour faire évoluer leur tracé et affiner le modèle numérique sous FORGE®. Mais ces essais ne se sont pas révélés suffisamment satisfaisants pour retenir ces géométries pour la campagne d'essais. C'est pour cela que 6 autres géométries sont simulées sous FORGE® et une géométrie est retenue pour des essais expérimentaux. La géométrie 10 qui présente une déformation

expérimentale de + 3,50 mm est retenue, car elle présente une excellente répétabilité avec une déformation supérieure à 3 mm.

5.5 Étude de la géométrie : BAG – GEOM10

La géométrie BAG 10 retenue pour l'étude de l'influence de différents facteurs sur la déformation après usinage des pièces semi-industrielles illustrée sur la Figure 2.80 et la Figure 2.81 présente les caractéristiques suivantes :

- sur la face supérieure, deux entités fermées de profondeur 8 mm présentant un raidisseur de 4 mm et avec les bords trois raidisseurs de 6 mm, une entité ouverte de longueur 682 mm sur 8 mm de profondeur ;
- sur la face inférieure, neuf entités ouvertes séparées par des raidisseurs de 4 mm. Les deux entités sur les extrémités présentent avec le bord de la pièce deux raidisseurs sens TL de 6 mm pour les encoches de brides. Sur le fond des entités ouvertes, 9 entités fermées de profondeur 14 mm présentant des raidisseurs de 4 mm, sauf sur les extrémités de la pièce ou au niveau des encoches des brides, l'épaisseur est augmentée à 6 mm ;
- l'épaisseur du fond est uniformément égale à 9 mm ;
- sur le long de la pièce, quatre encoches de chaque côté et deux encoches sur les extrémités permettent de maintenir la pièce en position.

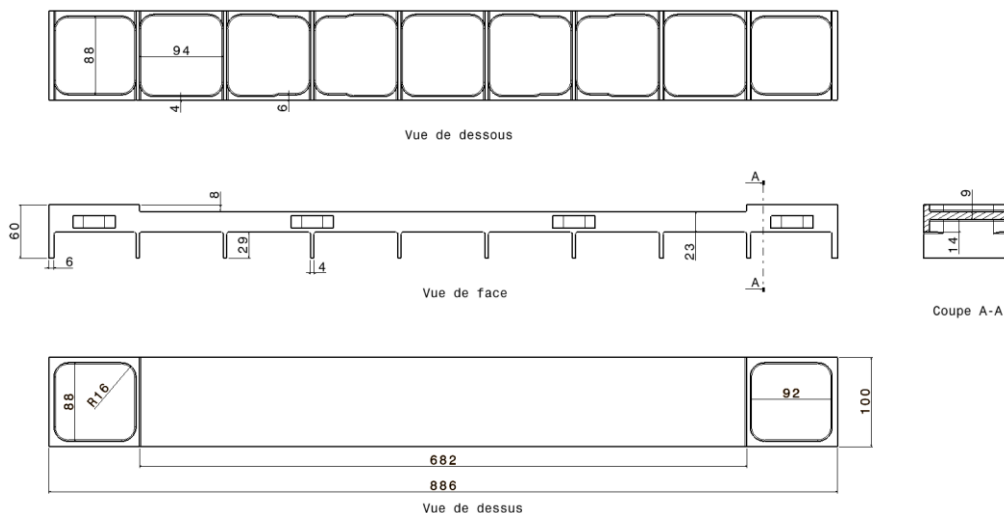


Figure 2.80 : Géométrie 10 (plan de définition)

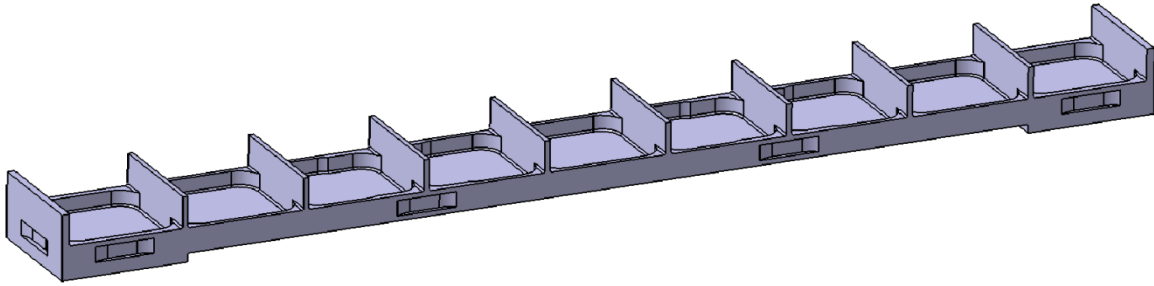


Figure 2.81 : Géométrie 10 (vue 3D)

Cette géométrie répond aux attentes pour étudier différents facteurs sur la déformation globale de la pièce, car elle permet de faire évoluer plusieurs paramètres.

Le premier concerne les moyens de bridage, grâce aux dix encoches présentes sur les faces latérales, le nombre de brides peut varier ou des crampons plaqueurs peuvent être utilisés.

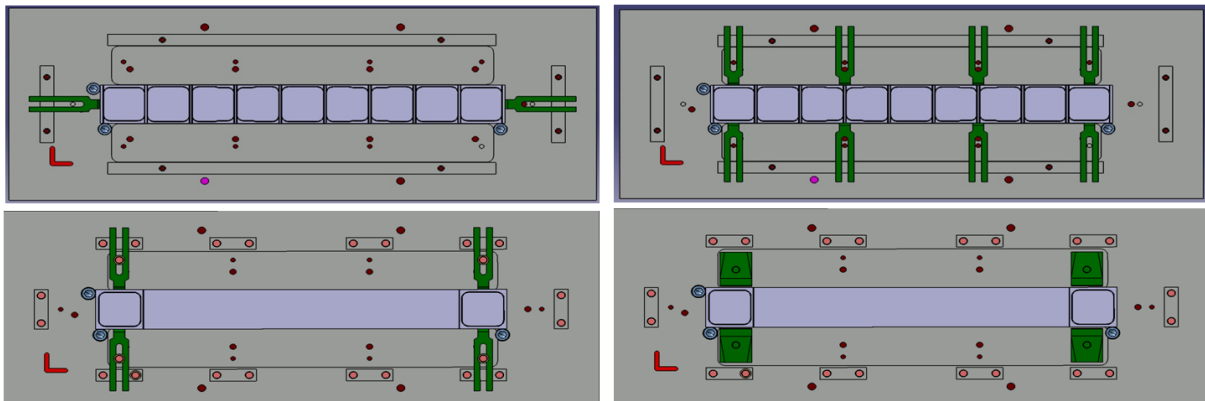


Figure 2.82 : Différents moyens de bridage

La Figure 2.82 montre les quatre moyens de bridages retenus. Dans trois configurations des brides sont utilisées, en faisant varier le nombre de 2 à 8, le maintien en position de la pièce est augmenté, ce qui a pour conséquence de réduire les déplacements possibles durant l'usinage. En ce qui concerne la configuration 8 brides, pour l'usinage de la dernière phase, les brides centrales se trouvent au-dessus d'une poche ouverte. Pour pallier ce problème, comme le montre la Figure 2.83, des cales de 8 mm sont placées entre le montage et la table pour éviter un fléchissement de la pièce dû aux efforts de bridage.

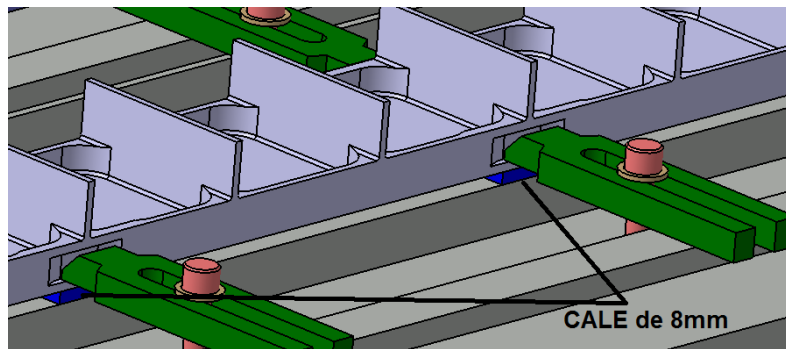


Figure 2.83 : Utilisation de cales pour la configuration 8 brides

La dernière configuration porte sur l'utilisation de crampons plaqueurs aux extrémités, la pièce est maintenue en position par frottement et peut présenter un déplacement légèrement plus important durant l'usinage.

Le second concerne l'ordonnancement des séquences d'usinage en modifiant l'ordre d'usinage des vingt et une entités pour tester différentes séquences, la Figure 2.84 présente les deux stratégies retenues.

01	05	09	13	17	21	25	29	33	08	07	04	03	01	02	05	06	09
02	06	10	14	18	22	26	30	34	17	16	13	12	10	11	14	15	18
03	07	11	15	19	23	27	31	35	26	25	22	21	19	20	23	24	27
04	08	12	16	20	24	28	32	36	35	34	31	30	28	29	32	33	36
04	08							12	11	10							12
03	07							11	09	07							09
02	06							10	06	04							06
01	05							09	03	01							03

Séquence S5D

Séquence S1A

Figure 2.84 : Différentes stratégies d'usinage

Le troisième concerne la valeur de l'offset, car cette pièce est usinable dans les bruts de 886x100x70 mm et la position du plan central peut varier dans les bruts de 886x100x90 mm. La Figure 2.85 montre une configuration de l'offset centrée par rapport à la géométrie finale de la pièce usinée. Des crampons plaqueurs sont utilisés pour plaquer la pièce sur la table, pour respecter la valeur désirée de l'offset ;

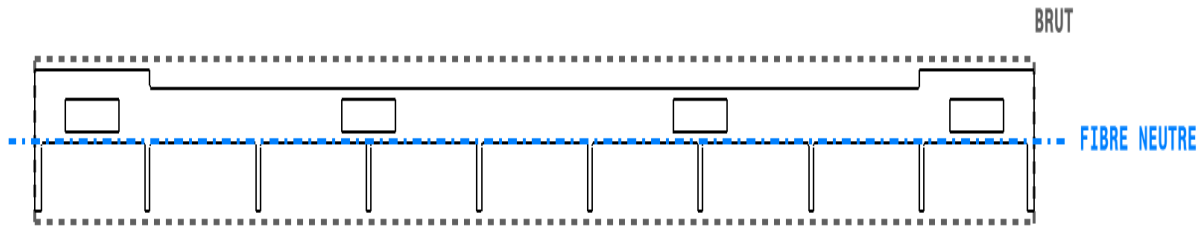


Figure 2.85 : Modification de l'offset

Deux offset dans le sens L, les offsets sont présentés dans la Figure 2.86 :

- Un offset optimisé : valeur minimisant la déformation finale de la pièce (+10,2 mm), pour obtenir cette valeur d'offset, un surfaçage de 4,8 mm est réalisé sur la face inférieure et de 25,2 mm sur la face supérieure ;
- Un offset dégradé : valeur maximisant la déformation finale de la pièce (-10 mm), pour obtenir cette valeur d'offset, un surfaçage de 25 mm est réalisé sur la face inférieure et de 5 mm sur la face supérieure.

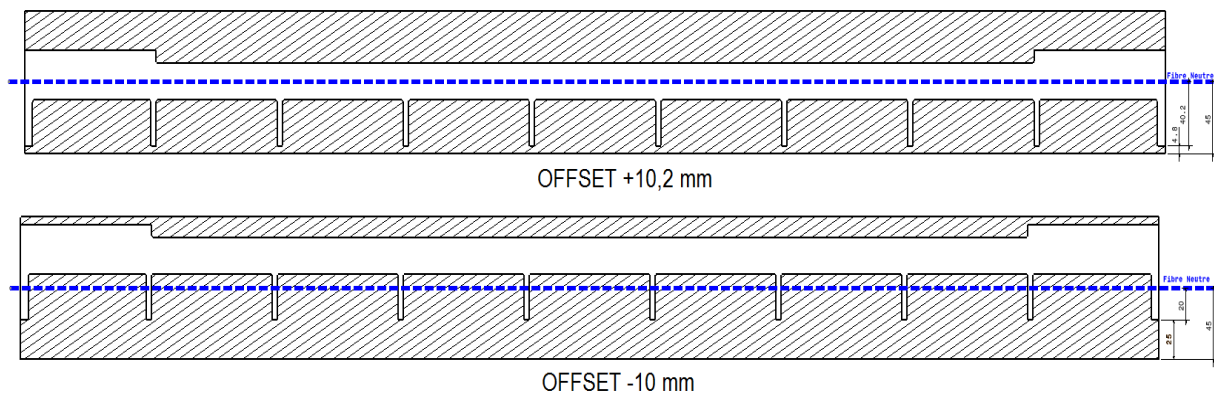


Figure 2.86 : Modification de l'offset dans le sens L

Deux offset dans le sens TL, les offsets sont présentés dans la Figure 2.87 :

- Un offset optimisé : valeur minimisant la déformation finale de la pièce (+1,35 mm), pour obtenir cette valeur d'offset, un surfaçage de 13,65 mm est réalisé sur la face inférieure et de 16,35 mm sur la face supérieure ;
- Un offset dégradé : valeur maximisant la déformation finale de la pièce (-7 mm), pour obtenir cette valeur d'offset, un surfaçage de 22 mm est réalisé sur la face inférieure et de 8 mm sur la face supérieure.

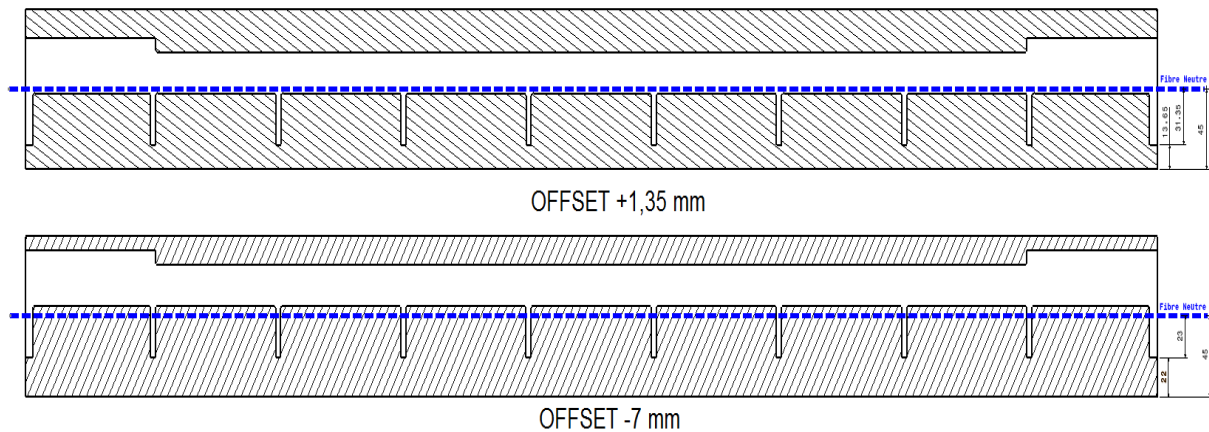


Figure 2.87 : Modification de l'offset dans le sens TL

Le dernier paramètre concerne l'orientation et la position du brut au sein de la tôle, ces paramètres sont étudiés en choisissant un brut à différents endroits de la tôle, la Figure 2.88 montre l'ensemble des bruts à notre disposition pour les essais.

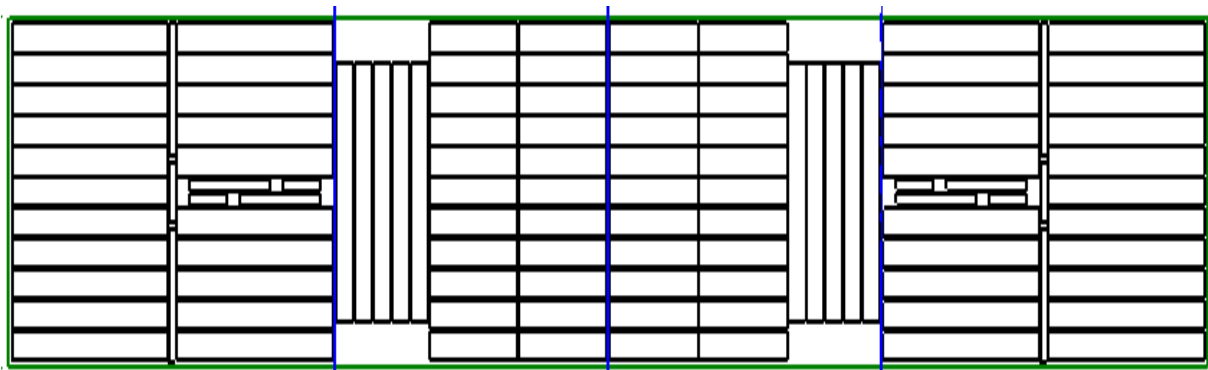


Figure 2.88 : Disposition des bruts au sein de la tôle

Pour la définition de la déformation des pièces semi-industrielles, la pièce est positionnée sur sa face latérale pour pouvoir mesurer un ensemble de points sur sa face supérieure et inférieure. Comme le montre la Figure 2.89, un repère de métrologie est créé pour caractériser cette déformation, en ce qui concerne l'OP10, un ensemble de points est palpé sur la face non usinée et pour l'OP20, des points sont mesurés sur les raidisseurs sens TL. Le repère de métrologie est défini pour chaque opération en prenant pour axe X, le premier et dernier point palpés projetés dans le plan xy, la déformation correspond aux différences d'altitudes en Y entre le point palpé et le nouvel axe X créé. La déformation définie ici suivant Y, correspond à un déplacement de la pièce suivant son axe Z de conception.

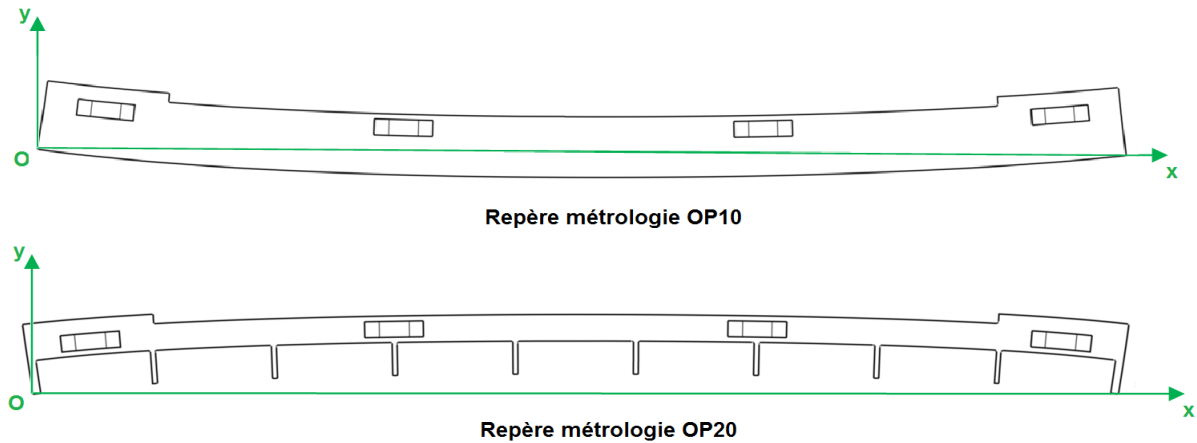


Figure 2.89 : Repères de métrologie pour les pièces semi-industrielles GEOM10

Comme le montre la Figure 2.90, quatre paramètres sont étudiés pour l'étude de la déformation, on observe en traits pleins la configuration de base des essais qui est :

- utilisation de la fraise Ø32 avec les conditions exprimées dans le Tableau 2.11 ;
- orientation dans le sens L ;
- offset centré sur la tôle d'épaisseur 70mm ;
- usinage avec la stratégie d'évidement de matière S5D ;
- utilisation de quatre brides aux extrémités des faces latérales.

Pour l'étude des paramètres influents sur la déformation, seul le paramètre d'étude est modifié, les autres paramètres non étudiés sont conservés dans la configuration de base.

Nom de l'outil	Vc (m/min)	Fz (mm/tr/dents)	Nombre de dents	Vf (mm/min)	Ar (mm)	Ap (mm)	N (tr/min)
Fraise Ø32	1000	0,15	3	4476	16	2,333	9947

Tableau 2.11 : Conditions d'usinage par les essais de la géométrie GEOM10

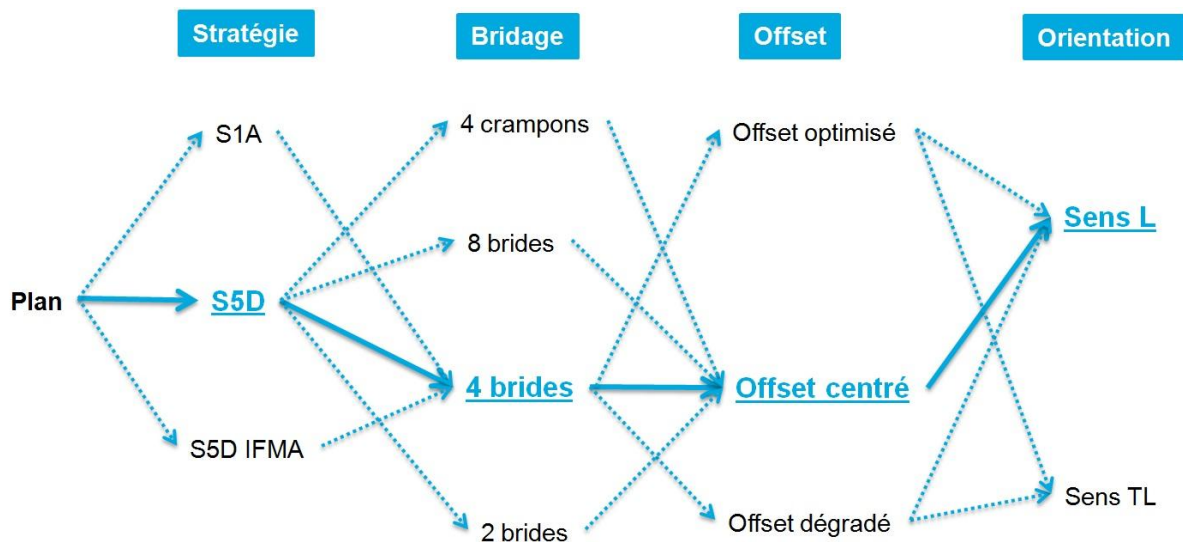


Figure 2.90 : Plan d'expérience des essais

La première campagne sur la pièce académique met en évidence que la position des bruts au sein de la même tôle ne présente pas d'influence. Ce qui permet de retenir les blocs 02T1 et 41T1 qui sont chacun à une extrémité de la tôle pour valider la reproductibilité de la géométrie BAG10. Les figures suivantes présentent à chaque fois les mesures effectuées sur plusieurs essais pour pouvoir observer des différences sur la même stratégie, au minimum chaque essai est reproduit deux fois pour assurer la répétabilité des essais.

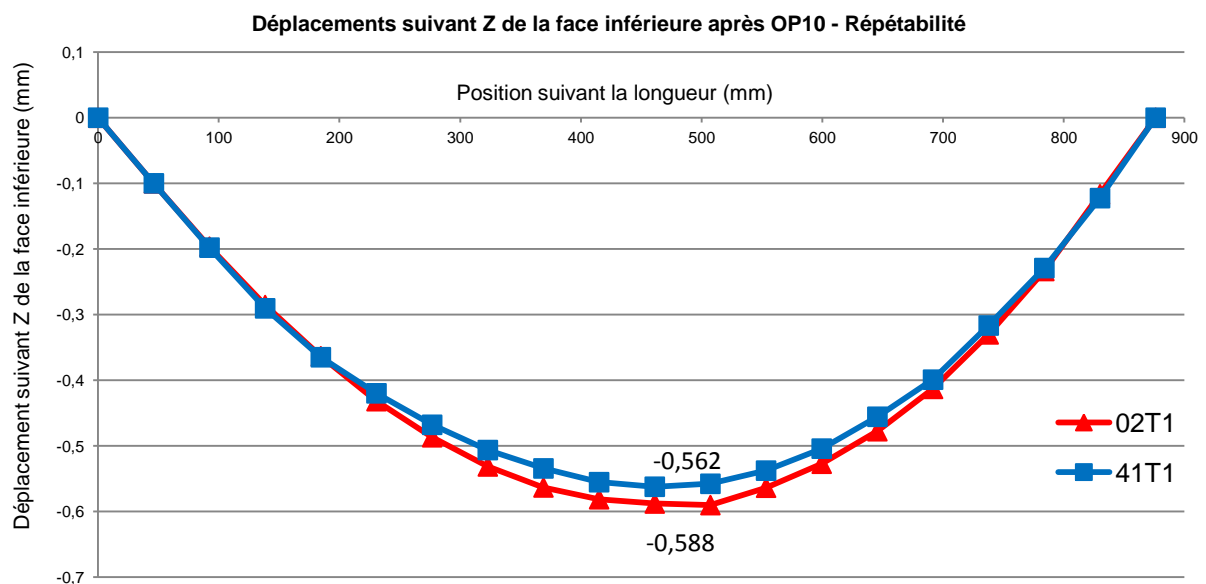


Figure 2.91 : Comparatif profil après usinage de la première phase de 02T1 et 41T1

Des mesures de déformation sont effectuées lors du démontage entre les opérations. Pour l'ensemble des essais réalisés avec la tôle d'épaisseur 70 mm, la déformation après usinage de la première phase est de l'ordre de -0,60 mm, quelque soit les paramètres retenus. La

variabilité des mesures de déformation est de l'ordre de 0,1 mm. La déformation de la pièce après usinage est illustrée sur la Figure 2.91. Au vu du profil de déformation et de son amplitude, l'ensemble des moyens de bridage utilisés permet de plaquer la pièce avant lors du bridage de l'OP20. Par la suite, seule la déformation après usinage de l'OP20 est indiquée, sauf pour le cas de la variation de l'offset.

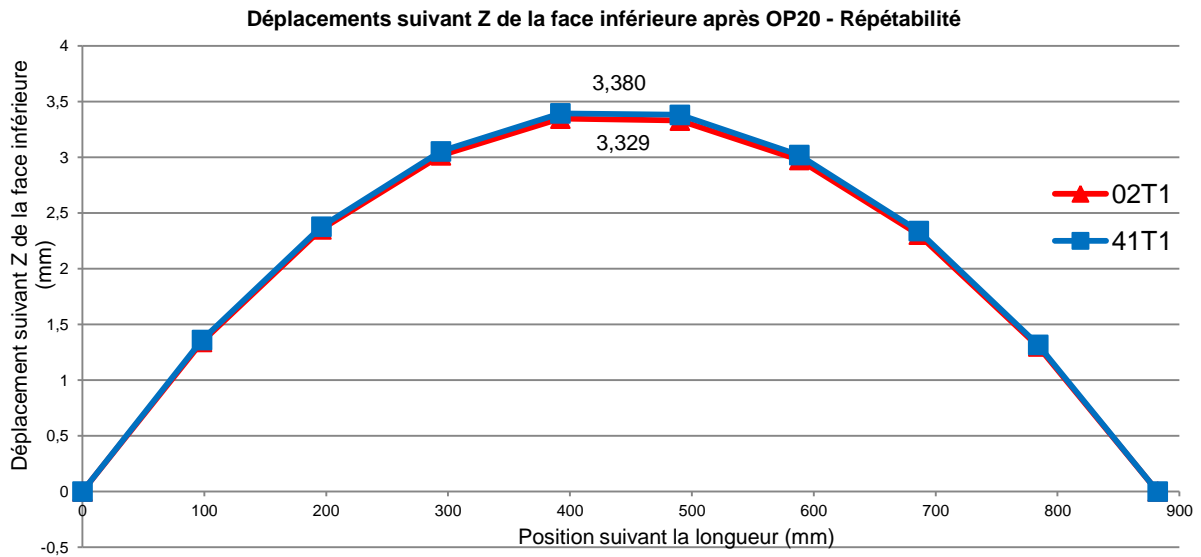


Figure 2.92 : Comparatif profil après usinage de 02T1 et 41T1

Comme on peut l'observer sur la Figure 2.92, l'écart entre les deux essais est inférieur à 0,05 mm, ce qui donne une bonne répétabilité. De plus, comme on peut l'observer sur la Figure 2.93, les tendances des épaisseurs de fond de poche sont similaires entre les deux essais avec les mêmes conditions avec une variation de l'ordre de 0,1 mm.

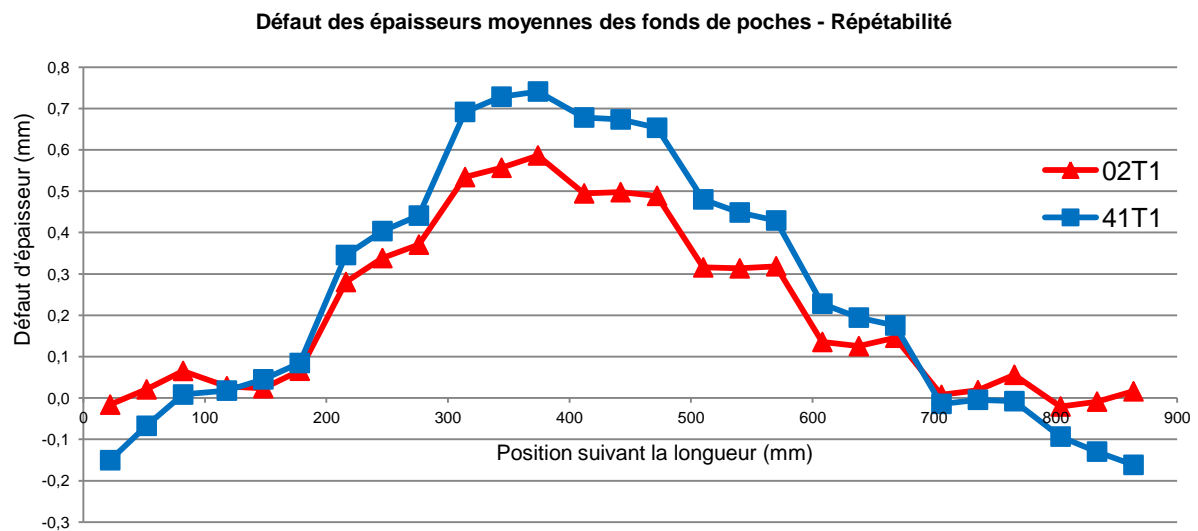


Figure 2.93 : Comparatif épaisseur après usinage de 02T1 et 41T1

La géométrie BAG10 permet de faire évoluer les moyens de bridage, pour ces essais comme le montre la Figure 2.94, les déplacements suivants Z des raidisseurs après débridage ne permet pas de conclure sur l'influence du bridage sur la déformation.

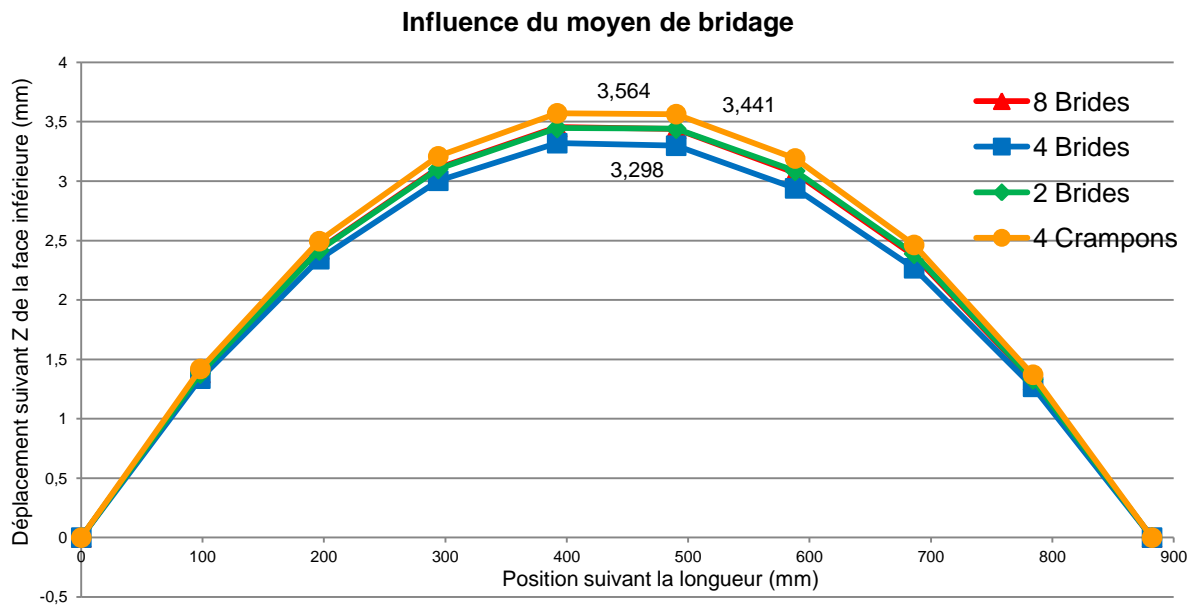


Figure 2.94 : Influence du bridage sur la déformation

La pièce présentant une déformation incurvée durant l'usinage, l'augmentation du nombre de brides permet d'annuler localement le déplacement vertical au point de fixation. Sur les courbes, l'évolution des épaisseurs le long de la pièce est présentée, des valeurs positives mettent en avant un sous-usinage par rapport au nominal et des valeurs négatives un sur-usinage par rapport à la valeur nominale de 9 mm. À cet effet, en prenant en compte les mesures d'épaisseurs des fonds de poches, nous observons une influence du bridage en accord avec nos suppositions. Comme le montre la Figure 2.95, en comparant les essais avec 4 brides et avec 8 brides, un bridage plus important a tendance à assurer un meilleur respect des épaisseurs. En ce qui concerne le cas avec 2 brides, les brides sont situées aux extrémités de la pièce, ce qui pour effet d'empêcher les déplacements dans la longueur de la pièce et ainsi réduire sa courbure durant l'usinage. Ceci peut expliquer la raison d'une déformation moins importante que dans le cas avec 4 brides. L'utilisation des crampons est bien en accord avec nos suppositions, car la pièce pouvant se déplacer durant l'usinage, un sur-usinage est bien observé sur l'ensemble de la pièce.

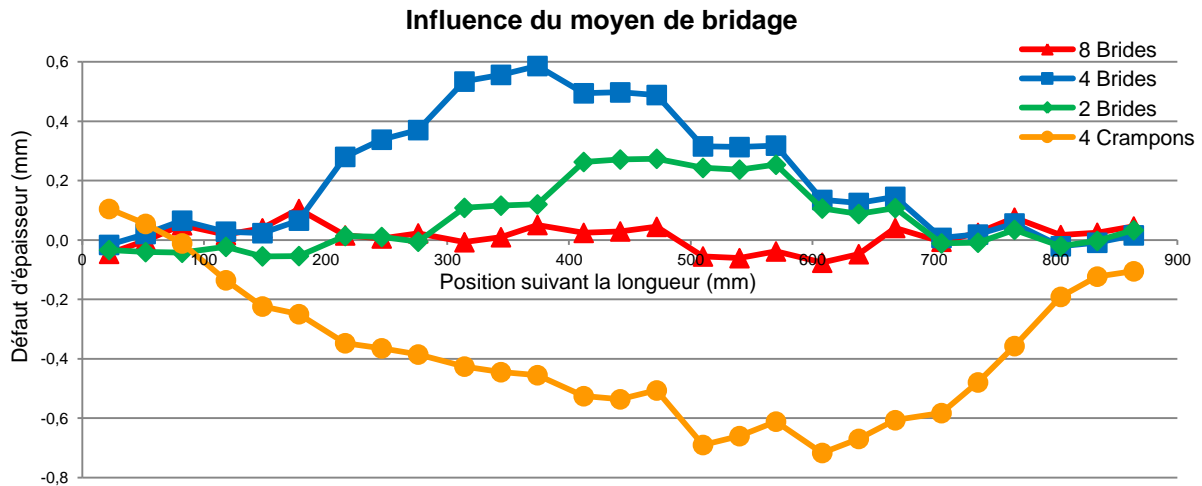


Figure 2.95 : Influence du bridage sur l'épaisseur des fonds de poche

Le second paramètre étudié est l'influence de la stratégie sur la déformation de la pièce, pour cela les stratégies S5D (usinage des entités de gauche à droite, poche par poche) et S1A (usinage progressif en altitude et dans le plan) sont testées avec le même bridage. Comme le montre la Figure 2.96, la déformation de la pièce n'est pas un critère suffisant pour caractériser l'influence de la stratégie sur la déformation.

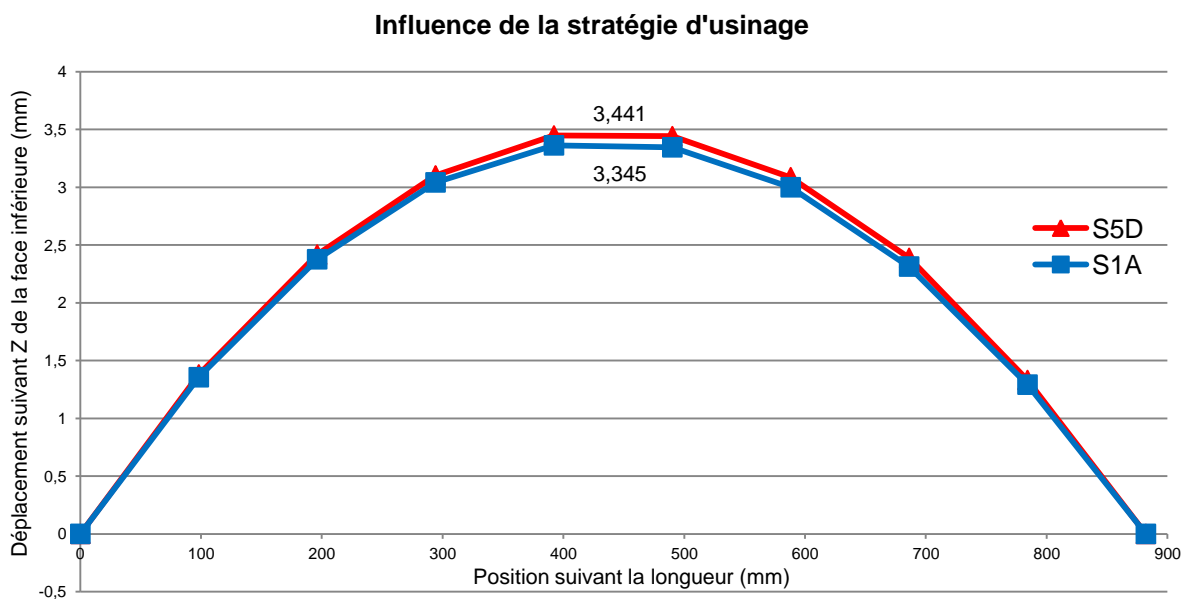


Figure 2.96 : Influence de la stratégie sur la déformation

Si nous prenons en compte l'épaisseur des fonds de poche, comme le montre la Figure 2.97, un usinage progressif de la pièce permet un meilleur respect des épaisseurs de fond de poche. Avec cette stratégie, la rigidité de la pièce diminue au cours de l'usinage, ce qui explique sur la passe finale un léger sur-usinage. De plus, vu que l'ensemble des poches est

usiné en même temps sur un même niveau en Z, la déformation est minimisée durant l'usinage.

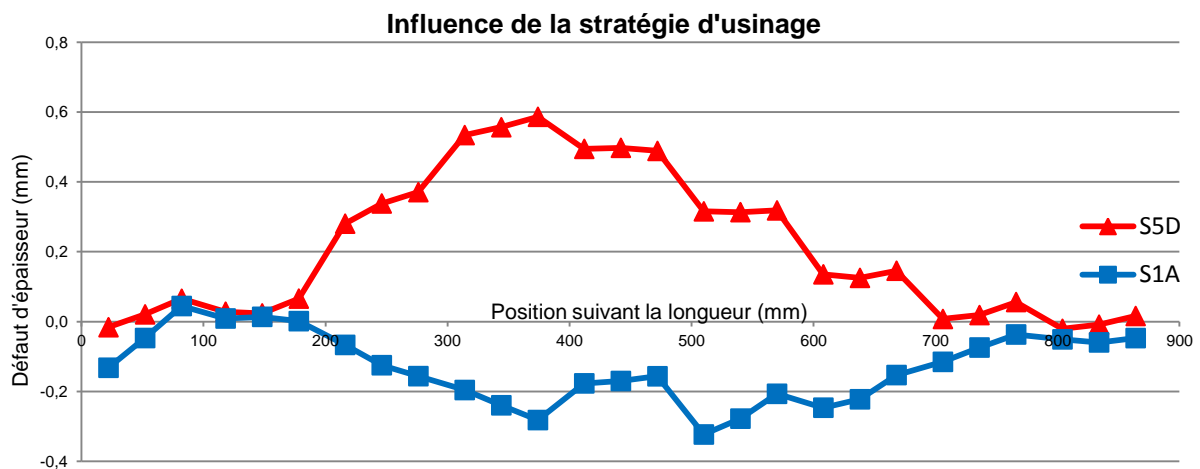


Figure 2.97 : Influence de la stratégie sur l'épaisseur des fonds de poche

Le troisième paramètre étudié est l'étude de l'influence de l'orientation du brut au sein de la tôle. La variation de champ de contraintes internes est moins important dans le sens TL que dans le sens L, comme le montre la Figure 2.98, l'orientation présente un réel impact sur la déformation après usinage. En effet, dans le sens TL les contraintes sont dix fois moins importantes, ce qui se transcrit par une déformation dix fois moins importante.

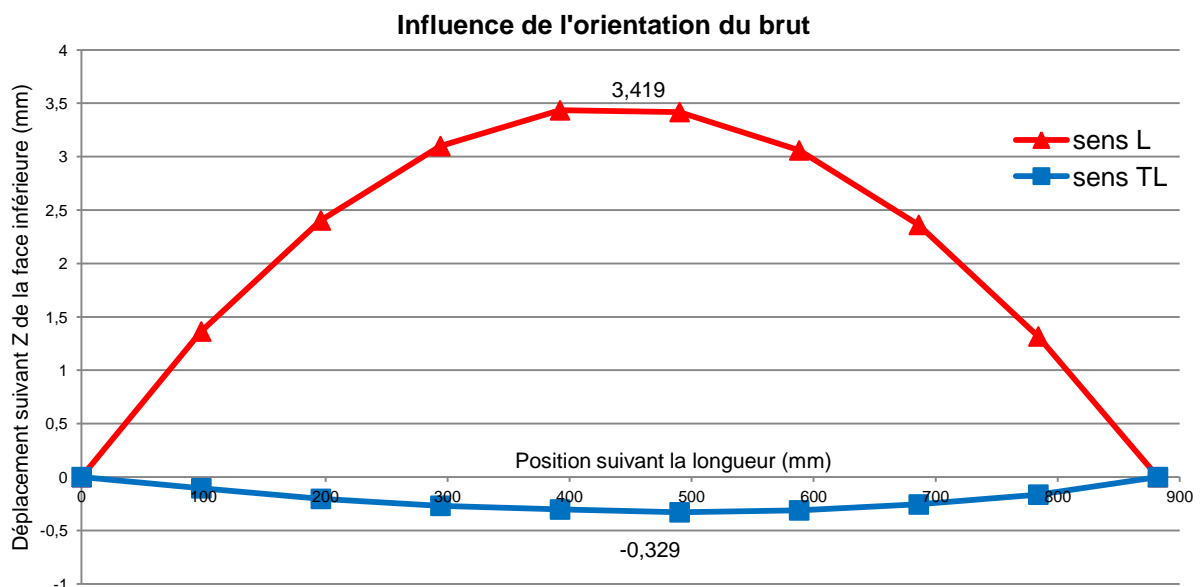


Figure 2.98 : Influence de l'orientation sur la déformation

Le dernier paramètre étudié pour la campagne IFMA est l'influence de l'offset sur la déformation, comme validé avec les essais sur les pièces académiques, la position du plan

du fond par rapport au champ de contraintes internes est le paramètre de contrôle de la déformation.

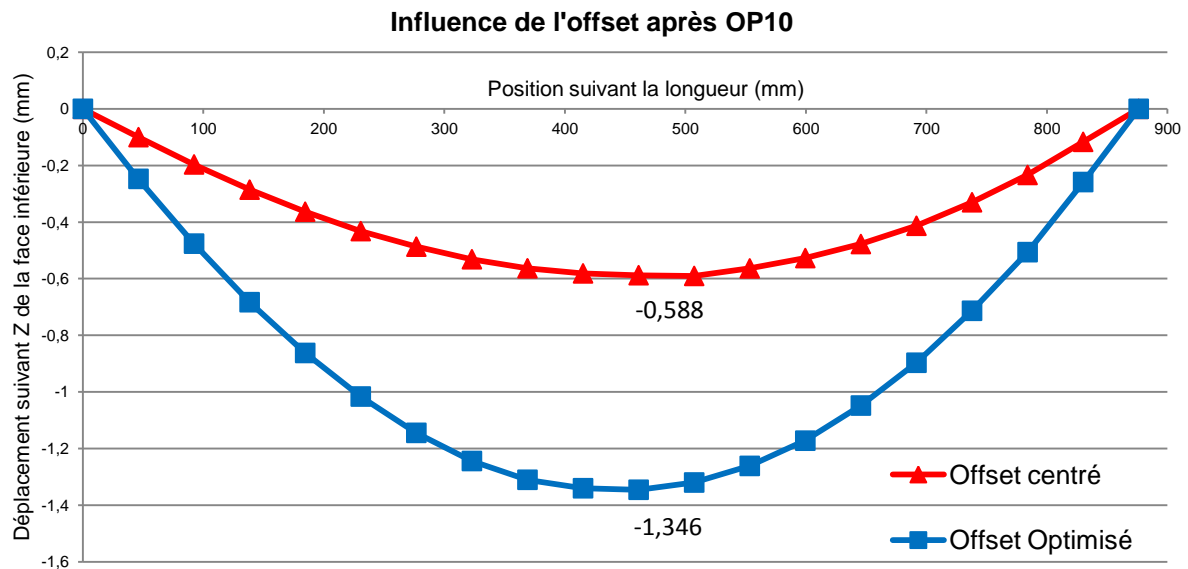


Figure 2.99 : Influence de l'offset sur la déformation après OP10

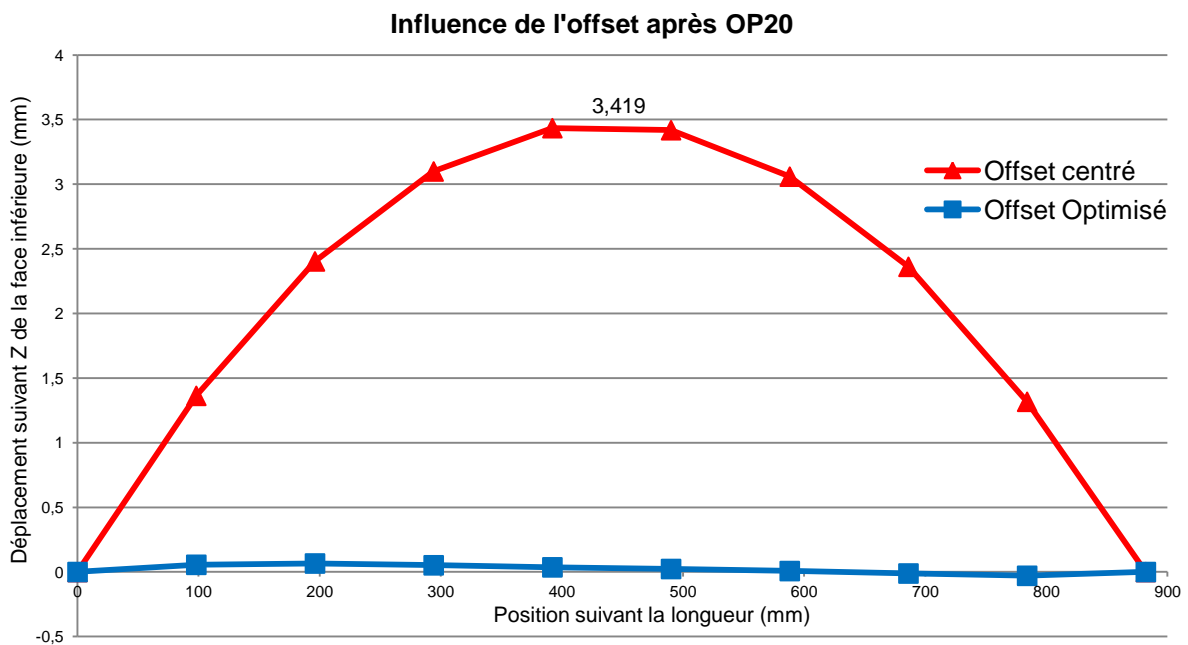


Figure 2.100 : Influence de l'offset sur la déformation

Les simulations ont permis de confirmer l'inversion de courbure de la pièce entre l'OP10 et l'OP20. Pour minimiser les déformations en fin d'OP20, l'objectif est de produire une déformation négative avec une amplitude maximum en OP10. Comme le montre la Figure 2.99, on obtient une déformation de l'ordre de -1,35 mm, dans le cas de l'offset optimisé, tandis que dans le cas classique, la déformation est de -0,59 mm. La configuration du

bridage retenu (4 brides) permet de plaquer la pièce sur le montage avant usinage de la phase 20, et on obtient une déformation quasi nulle (Figure 2.100). Ainsi, le contrôle de l'offset dans une pièce plus épaisse permet de réduire la déformation.

En conclusion, la campagne d'essai réalisée à l'IFMA valide les hypothèses émises sur l'influence des paramètres étudiés précédemment sur la déformation globale de la pièce et le contrôle dimensionnel des épaisseurs. Sur les quatre paramètres retenus, nous avons confirmé que pour réduire la déformation globale de la pièce, la position du champ de contraintes doit être optimisée par rapport à la géométrie finale, en choisissant entre une modification de l'offset ou de l'orientation dans la tôle. En ce qui concerne le respect des épaisseurs des fonds de poches, la campagne a permis de mettre en avant que le respect des dimensions passe par :

- un bridage qui réduit les déplacements de la pièce durant l'usinage ;
- une stratégie d'usinage qui maintient le plus possible la rigidité de la pièce au niveau des passes de finition des poches.

5.6 Déploiement des essais en situation industrielle

Un déploiement des essais industriel avec 36 essais est mis en place, afin de valider les résultats expérimentaux obtenus au sein de l'IFMA. Dans cette seconde phase de la campagne d'essais, les conditions d'usinage sont adaptées pour s'approcher des usinages industriels. Sur le site de Constellium et Rexiaa, les puissances de broche permettent d'augmenter la profondeur de passe jusqu'à 7 mm. Les moyens industriels utilisés pour la validation sont les suivants :

- Au sein de Constellium, le centre d'usinage 3 axes UGV, D202 illustrée sur la Figure 2.101, dont les principales caractéristiques à la réalisation des essais sont :
- Vitesse de rotation maximum : 12000 tr/min
- Puissance broche : 43 kW
- Vitesse d'avance de travail maximum : 20 m/min
- Course en X: 14000 mm
- Course en Y : 2400 mm
- Course en Z : 1500 mm
- Centre d'usinage à portique



Figure 2.101 : Centre d'usinage Constellium - D202

- Au sein de Rexiaa, le centre d'usinage 3 axes UGV, Jobs Sachman Thor illustrée sur la Figure 2.102, dont les principales caractéristiques à la réalisation des essais sont :
- Vitesse de rotation maximum : 15000 tr/min
- Puissance broche : 73 kW
- Vitesse d'avance de travail maximum : 25 m/min
- Course en X: 7000 mm
- Course en Y : 2000 mm
- Course en Z : 1500 mm
- Broche d'usinage horizontale



Figure 2.102 : Centre d'usinage Rexiaa - Jobs Sachman Thor

Le premier point étudié concerne l'influence de la prise de passe axiale sur la déformation globale et les épaisseurs. Pour cela, des essais avec les conditions IFMA sont réalisés pour

servir de référence. Le premier constat est que la répétabilité des essais est inférieure à la campagne IFMA. Avec les mêmes paramètres expérimentaux, la valeur de la déformation varie entre 3,41 mm et 3,97 mm sur la tôle d'épaisseur 70 mm et d'orientation L. Le champ de contrainte n'étant pas totalement identique au sein de deux bruts et au vu du nombre plus important d'essais réalisés en campagne industrielle, cela peut expliquer ces écarts plus importants.

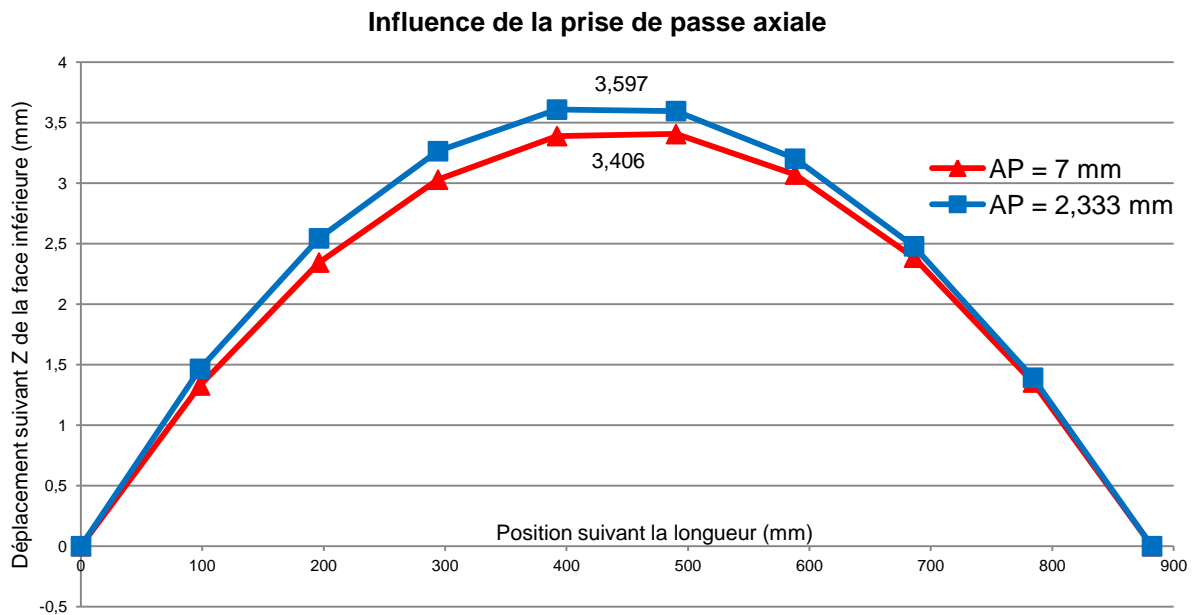


Figure 2.103 : Influence de la prise de passe axiale sur la déformation

Comme le montre la Figure 2.103, la profondeur de passe produit une variation de déformation entre les deux essais de l'ordre de 0,2 mm, soit un écart de 6% par rapport à la valeur nominale. Mais avec la valeur de répétabilité des essais de la campagne industrielle, nous ne pouvons conclure sur une influence de la prise de passe axiale sur la déformation. En prenant en compte la variation des épaisseurs des fonds de poches, la Figure 2.104 met en avant deux profils d'épaisseur similaires. Toutes valeurs étant égales par ailleurs, ce paramètre ne semble pas présenter une influence sur la géométrie finale.

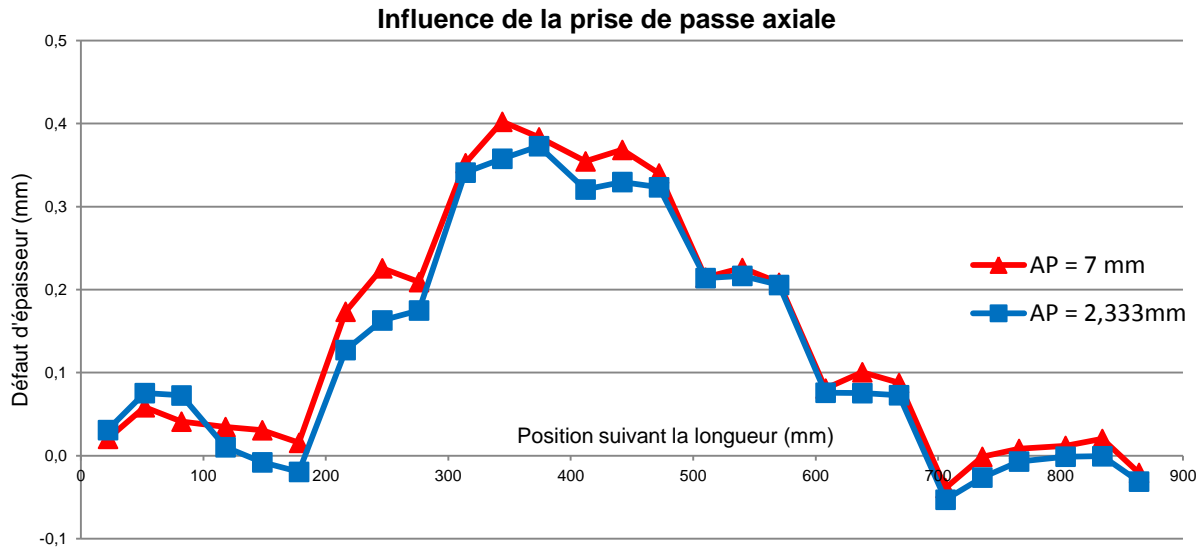


Figure 2.104 : Influence de la prise de passe axiale sur l'épaisseur des fonds de poche

D'autre part, la campagne industrielle a permis de confirmer certains points observés lors de la campagne IFMA, comme :

- l'influence significative de l'orientation du brut sur la déformation globale ;
- la réduction des défauts d'épaisseurs des fonds de poches en augmentant le nombre de brides ;
- l'influence de la stratégie d'usinage sur les épaisseurs des fonds de poches, une stratégie d'usinage progressif réduit les défauts.

En ce qui concerne l'offset, les valeurs d'offset calculées en simulation sont confirmées lors de la campagne industrielle. De plus, des essais ont été effectués dans le sens TL pour trouver une configuration qui annule presque totalement la déformation.

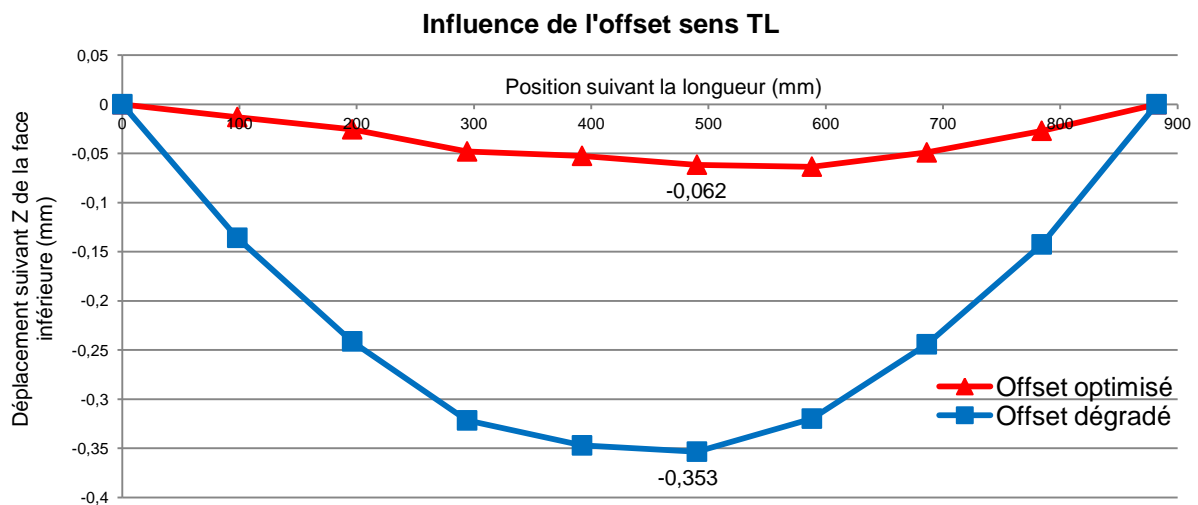


Figure 2.105 : Influence de l'offset et de l'orientation sur la déformation

Comme observé sur la Figure 2.105, en modifiant l'orientation et en choisissant une valeur d'offset précis, nous obtenons un cas où la déformation est quasi nulle.

En conclusion, le bilan de la campagne industrielle confirme les résultats de laboratoire dans des conditions industrielles. L'ensemble des paramètres cités précédemment présente la même influence sur la déformation globale de la pièce et les épaisseurs des fonds de poches en fonction de :

- Les conditions de bridage
- La valeur de l'offset
- La position et l'orientation des bruts
- L'ordonnancement des séquences d'usinage

5.7 Étude du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage

La mesure des épaisseurs des fonds de poche montre que les valeurs sont différentes en fonction du bridage retenu ou de la stratégie d'évidement de l'ensemble de la pièce. Cela se traduit par un comportement différent de la pièce durant l'usinage, mise en avant avec les différentes simulations sous FORGE®. La campagne d'essais a permis de valider le comportement mécanique de la pièce après débridage, mais il est pertinent de s'intéresser à son comportement durant la phase d'usinage, pendant que la pièce est encore bridée. À cet effet, il est essentiel d'instrumenter la pièce durant l'usinage pour observer ses déplacements durant les différents retraits de matière. La géométrie de la pièce retenue pose le problème du placement de capteurs de déplacement et de par sa faible rigidité en fin d'usinage, des phénomènes de vibration risquent d'altérer les mesures. Pour cela nous avons fait le choix de retenir une méthode par corrélation d'images. Le maillon central de cette méthode est une procédure de corrélation d'images globale. La méthode est la suivante, on considère deux images, **f** (image de référence) et **g** (image déformée). On note la fonction coût (**I**), du déplacement \underline{u} , comme la mesure du résidu sur une région d'intérêt (RdI) entre les deux images **f** et **g**, lorsque **g** est corrigée de \underline{u} :

$$I(\underline{u}) = \int_{RdI} \{ f(\underline{x}) - g(\underline{x} + \underline{u}) \}^2 d\Omega \quad (2.18)$$

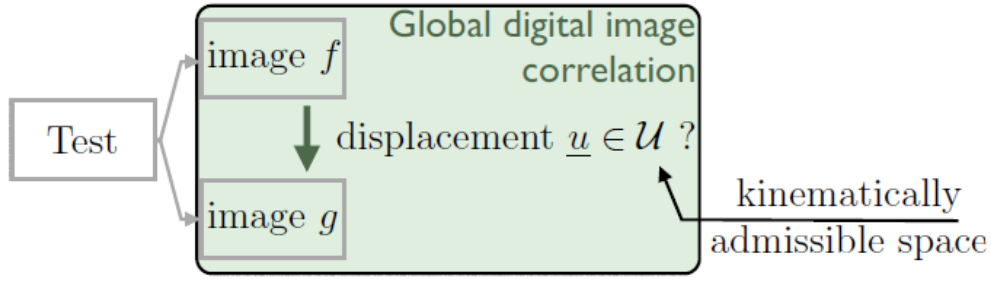


Figure 2.106 : Schéma simplifié de la procédure inverse dite de corrélation d'image

Cette méthode est dite globale dès lors que le déplacement est défini en tout point de la région d'intérêt. Cet espace de déplacement étant de dimension infinie, on le réduit à un espace fini, que l'on appelle espace d'admissibilité cinématique \mathcal{U} . Le déplacement des solutions est alors celui qui minimise la fonction coût $I(\underline{u})$ sur \mathcal{U} , la Figure 2.106 représente une schématisation simplifiée de cette méthode :

$$\underline{u}^{opti} = \underset{\underline{u} \in \mathcal{U}}{\text{Argmin}} \{I(\underline{u})\} \quad (2.19)$$

L'originalité de cette méthode est de définir cet espace d'admissibilité cinématique en adéquation avec la distorsion observée dans les simulations. Par ailleurs, les images peuvent être polluées par l'utilisation des objectifs (distorsion optique) et par des mouvements de corps rigide qui peuvent survenir entre l'appareil photo et la pièce usinée. Pour prendre en compte ces phénomènes, on définit l'espace à l'aide de polynôme de Chebychev (T_i) de la façon suivante :

$$\mathcal{U} = \mathcal{U}_{RBM} \cup \mathcal{U}_{Lens} \cup \mathcal{U}_{Chebyshev,n}$$

$$\text{avec} \begin{cases} \underline{u} \in \mathcal{U}_{RBM} \Leftrightarrow \exists (u_x, u_y) \in \mathbb{R}^2 \forall \underline{x} \in RdI, \underline{u}(\underline{x}) = u_x \underline{e}_x + u_y \underline{e}_y \\ \underline{u} \in \mathcal{U}_{Lens} \Leftrightarrow \exists (\alpha, \beta, \gamma) \in \mathbb{R}^3 \forall \underline{x} \in RdI, \underline{u}(\underline{x}) = \alpha(\underline{x} \cdot \underline{e}_x) \underline{e}_x + \beta(\underline{x} \cdot \underline{e}_y) \underline{e}_y + \gamma((\underline{x} \cdot \underline{e}_x) \underline{e}_y + (\underline{x} \cdot \underline{e}_y) \underline{e}_x) \\ \underline{u} \in \mathcal{U}_{Chebyshev,n} \Leftrightarrow \forall \underline{x} \in RdI, \underline{u}(\underline{x}) = \sum_{i=1}^n T_n(\underline{x} \cdot \underline{e}_x) \underline{e}_y \end{cases} \quad (2.20)$$

Dans un premier temps, en prenant en compte les moyens à notre disposition et dans un souci d'avoir un maximum de résolution pour observer des déplacements même minimes, la zone d'étude de longueur 340 mm retenue pour la corrélation est centrée sur la pièce. Sur cette zone présentée sur la Figure 2.107, un mouchetis est appliqué sur la pièce et nous permet d'observer les déplacements durant l'usinage. La position de la zone d'étude correspond aux zones présentant les plus grands défauts d'épaisseur, ce qui nous permet de supposer que ce sont les zones qui présentant un déplacement important durant l'usinage.

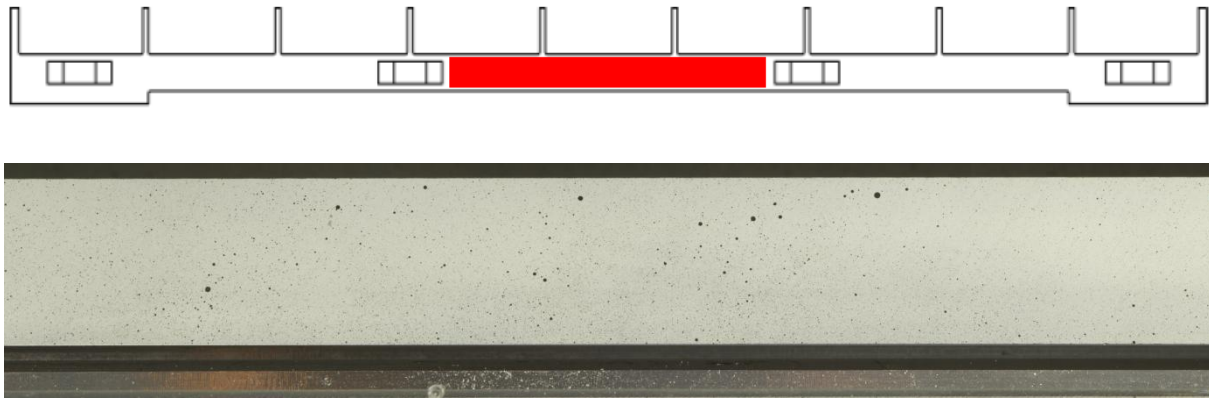


Figure 2.107 : Zone d'étude et mouchetis correspondant

La méthode de corrélation retenue permet de décrire la cinématique de la pièce durant l'usinage, mais présente un temps de calcul assez important. Pour cela nous avons focalisé les prises de vue sur l'OP20 des pièces semi-industrielle BAG10 et limité le nombre de prises par entités d'usinage. Prendre des clichés en continu durant l'usinage présente le problème des copeaux qui risque de perturber la corrélation d'image en se plaçant devant le mouchetis, pour cela quatre images sont prises lors de l'usinage des entités ouvertes et trois pour les entités fermées. La Figure 2.108 présente le montage expérimental mis en place pour l'étude du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage.

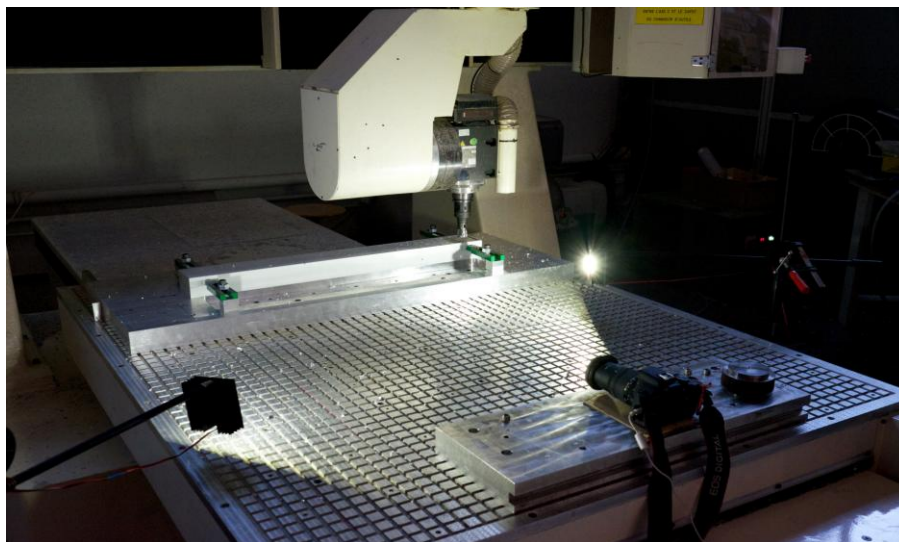


Figure 2.108 : Montage pour l'acquisition d'images durant l'usinage

L'objectif de cette étude est de valider le comportement en simulation de la pièce durant l'usinage, à cet effet les déplacements mesurés avec la méthode de corrélation sont comparés aux essais expérimentaux. Pour cela les premiers résultats de ce comparatif sur un échantillon de quelques résultats sont présentés Figure 2.109, en pointillés sont

présentés les résultats expérimentaux et en traits pleins les résultats obtenus après simulation :

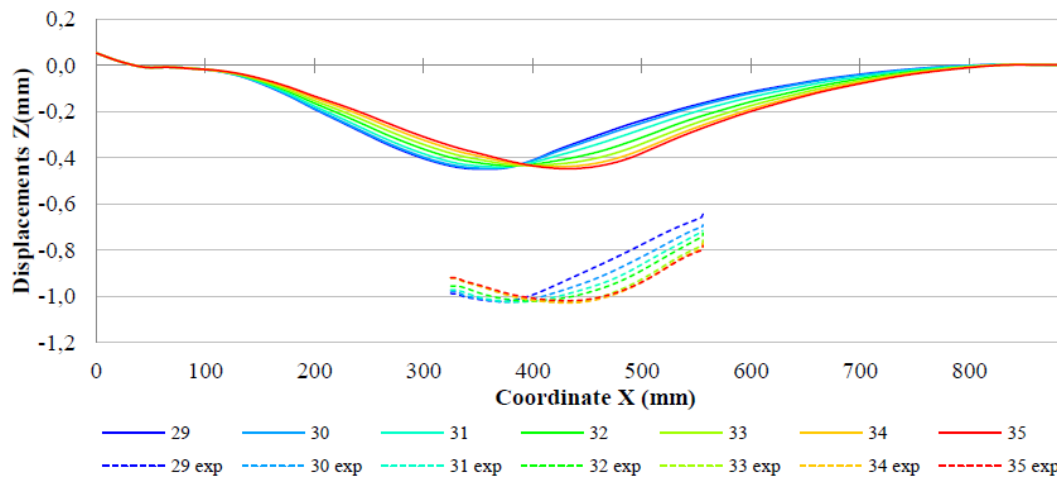


Figure 2.109 : Comparatif simulation numérique et corrélation

Comme on peut l'observer sur la Figure 2.109, la méthode de corrélation présente une bonne évaluation du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage. Néanmoins, un décalage significatif des valeurs est mis en avant, ce qui peut traduire un déplacement de l'objectif durant l'usinage. Le modèle mathématique retenu pour prédire le comportement de la pièce durant l'usinage reste à affiner pour prendre en compte le déplacement de l'objectif durant les essais.

Une fois le modèle recalé vis-à-vis du comportement réel de la pièce durant l'usinage, d'autres essais sont envisagés afin de faire varier le bridage ou la stratégie d'évidement des poches. Ceci permet de valider les hypothèses des déplacements de la pièce durant l'usinage et ainsi pouvoir prédire les zones qui présentent le plus grand déplacement pour pouvoir mettre en place une méthodologie soit par bridage ou stratégie pour éviter les déplacements trop importants de la pièce durant l'usinage.

5.8 Conclusion sur les essais sur la géométrie semi-industrielle

L'ensemble des essais sur la pièce semi-industrielle BAG 10 illustre une nouvelle fois la difficulté à contrôler la déformation après usinage. La déformation provient principalement du retour à l'équilibre des contraintes internes au sein du matériau après débridage. Le contrôle du champ de contraintes au sein de la pièce est la clé du succès. Pour cela les seules solutions sont la modification de l'orientation de la pièce au sein de la tôle ou une modification de la valeur de l'offset sur une tôle d'épaisseur plus importante. De plus, ces

essais ont permis de confirmer que la pièce présente un déplacement durant l'usinage, du à un bridage incomplet de la pièce et à un retour partiel à l'équilibre de la pièce. Ne pouvant réduire la déformation globale, nous pouvons limiter l'impact de ce retour à l'équilibre durant l'usinage, en jouant sur le bridage ou la stratégie d'usinage, pour contrôler le chemin de retour à l'équilibre de la pièce et ainsi réduire les défauts d'épaisseur sur la pièce. Pour conclure, la déformation globale de la pièce provient du positionnement de la géométrie finale de la pièce usinée par rapport au champ de contrainte, ce positionnement doit permettre de réduire la déformation.

6 Conclusion et règles de bonne usinabilité

Pour comprendre et formaliser la problématique de déformation des pièces à l'usinage, nous avons du conduire une campagne expérimentale particulièrement dense. En effet, nous devons proposer des cas expérimentaux significatifs tant sur la déformation que sur la capacité à la mesurer et à la mettre en corrélation avec les paramètres d'usinage. Ainsi aidé par la simulation, plus de 80 essais d'usinage sur 17 géométries ont été réalisés sur la pièce académique et plus de 60 essais d'usinage sur 10 géométries ont été réalisés sur la pièce semi-industrielle.

L'ensemble de ces essais et de ces deux campagnes d'essais sur la déformation globale des pièces induites lors de l'usinage nous a permis de mieux appréhender les phénomènes mis en jeu. Une des idées fortes en début du projet est de pouvoir réduire la déformation globale en jouant sur les différents paramètres de la gamme (conditions de coupe, stratégie d'évidement...). Suite aux nombreuses géométries testées lors des essais, la conclusion est que la déformation finale de la pièce est principalement induite par le retour à l'équilibre des contraintes de la pièce au sein de la géométrie finale. Tant que la pièce est contrainte par le bridage, ce retour à l'équilibre est très limité et se traduit par des légers déplacements induits par le manque de maintien en position totale de la pièce. Ce léger déplacement permet certes de réduire légèrement la déformation de la pièce, mais pas de façon significative pour conclure à un réel impact de la gamme sur la déformation globale.

Ces essais ont aussi permis d'affiner le modèle proposé par le CEMEF et ainsi de pouvoir proposer des solutions de simulations rapides pour prédire le comportement mécanique de la pièce après l'usinage. Ce modèle permet de simuler plusieurs positions possibles de la géométrie finale au sein du brut pour déterminer le meilleur positionnement qui réduit la déformation. De plus en observant les zones où la déformation est la plus importante, cela peut nous permettre de proposer des pistes permettant de définir un modèle de bridage qui prend en compte le comportement mécanique de la pièce durant l'usinage. On peut ainsi

proposer une solution qui minimise le nombre d'éléments de bridage tout en assurant un maintien en position de la pièce durant l'usinage.

Le second point soulevé par ces essais provient des contrôles en épaisseurs de la pièce après usinage permettant d'évaluer les déplacements de la pièce durant l'usinage. Tout particulièrement dans le secteur aéronautique où les pièces présentent de grandes dimensions, un bridage trop important peut générer des écarts d'épaisseurs plus importants dans certaines zones. De plus, la compréhension du comportement de la pièce durant l'usinage permet de pouvoir prédire la déformation de la pièce après chaque passe. Ainsi, on peut imaginer la proposition de stratégies d'évidement de l'ensemble des poches qui prennent en compte ce comportement, pour ainsi usiner les zones présentant le plus de déplacement aux instants où la pièce présente son maximum de rigidité. Mais ce problème n'est pas simple, car proposer une nouvelle gamme engendre un nouveau comportement de la pièce durant l'usinage et ainsi des déplacements différents. L'ensemble de ces expériences nous permet de définir ce qu'on appelle des règles de bonne usinabilité principalement pour les pièces aéronautiques de grandes dimensions. La première étape de ce processus est d'appréhender le comportement mécanique de la pièce après usinage pour ainsi pouvoir choisir en fonction les dimensions du brut et le positionnement de la pièce au sein de celui-ci. La seconde étape est de proposer un bridage positionné aux différentes zones présentant le maximum de déformation et en faisant attention à ne pas entraîner des déplacements plus importants sur d'autres zones de la pièce. Enfin, le dernier point est de proposer une stratégie d'évidement qui assure le maximum de rigidité de la pièce sur les zones les plus éloignées des bridages.

Ainsi, dans le cadre du projet OFELIA et plus spécifiquement, dans le cadre d'une approche optimisée du processus globale, la prédiction du comportement mécanique de la pièce nous permet de proposer un critère d'évaluation de la gamme, en fonction des paramètres d'usinage retenus. L'intégration de cet indicateur dans un processus de génération de gamme nous paraît à la fois originale et critique au vu des contraintes actuelles. Il convient maintenant d'aborder la génération de la gamme de fabrication d'un point de vue plus macroscopique. Cette étape passe par la définition de la gamme, dans l'optique d'intégrer les trois critères fondamentaux : la déformation, la recyclabilité des copeaux et la productivité.

CHAPITRE 3 :

Gammes d'usinage et modélisation des états intermédiaires de la pièce

1 Problématique

Établir la meilleure gamme possible est un problème critique qui a été longuement étudié depuis les années 1980-1990. En effet, le choix de la gamme de fabrication a un impact direct sur le coût, le temps d'usinage et la qualité géométrique de la pièce.

Il faut dissocier l'élaboration de la gamme et le calcul des trajets d'usinage. L'élaboration de la gamme a pour but de choisir la suite des opérations d'usinage, les posages, les outils et les conditions de coupe permettant de réaliser efficacement la pièce, alors que le calcul des trajets d'usinage a pour but de calculer le trajet géométrique permettant de programmer la machine d'usinage. Mais les deux concepts sont combinés dans une optique de recherche accrue de performance. En effet, la recherche de la performance impose une modélisation précise des gammes et des temps d'usinage. Cela pose alors une difficulté, liée au paradoxe de l'architecte, puisque l'évaluation précise de la performance d'une gamme passe par sa programmation complète, ce qui n'est pas envisageable ni en termes de temps, ni en termes de coûts. Aujourd'hui, le problème de choisir une gamme d'usinage est rendu plus compliqué, car il impose de rechercher une gamme très performante en un minimum de temps. L'objectif n'est pas de produire une gamme possible, mais la meilleure gamme.

Le problème du choix d'une gamme répond au besoin de spécifier un large ensemble de paramètres différents (enchaînement des opérations, outils, conditions de coupe) ayant tous des impacts significatifs sur la faisabilité de la pièce et la performance du processus. Pour cela, il est nécessaire de proposer des indicateurs modélisés permettant de valider la faisabilité de la pièce, tant au niveau de sa conformité géométrique que de la tenue mécanique des éléments de la cellule élémentaire d'usinage. La gamme retenue permet d'obtenir une pièce conforme. Le problème principal concerne la modélisation technologique des indicateurs de faisabilité, car il n'est pas toujours possible de proposer un modèle précis permettant de modéliser chaque spécification à partir des conditions d'usinage. En particulier, les phénomènes mécaniques comme les efforts ou les vibrations ne sont pas modélisables simplement, lorsque la pièce présente une géométrie particulièrement complexe.

Le problème d'optimisation d'une gamme répond au besoin d'identifier la gamme la plus performante parmi l'ensemble des gammes produisant des pièces conformes. Il est alors nécessaire de proposer un ou des critères d'évaluation de la performance de la gamme et un processus d'évaluation des gammes. La complexité du problème se situe alors sur plusieurs points :

- Tous les critères de performance ne sont pas modélisables ou leur modèle repose sur des paramètres difficilement identifiables ;
- La définition du domaine de variation des paramètres de la gamme est complexe et concerne à la fois des paramètres discrets et des paramètres continus ;
- La prise de décision est particulièrement complexe lorsque l'optimisation est multi-critères, car elle impose souvent la recherche d'un compromis très spécifique au cas traité dans la situation industrielle associée.

Enfin, le problème d'automatisation de la génération d'une gamme répond au besoin de réduire drastiquement les temps associés tout en proposant une solution performante. Fondamentalement, l'automatisation d'une gamme passe par l'identification de portions de pièces sous la forme d'entités sur lesquelles, il est possible d'appliquer une gamme d'usinage préétablie ou à optimiser. Ainsi, la notion d'entité d'usinage est la notion de base de l'automatisation des gammes. Sa mise en œuvre sous-entend de proposer un modèle de description des gammes qui soit complet et adapté à toutes les opérations envisageables. De plus, l'automatisation impose la proposition d'une méthode de reconnaissance automatique des entités à partir du modèle géométrique de la pièce [Choi, B. K. et al., 1984].

Nos travaux ont pour but de construire un outil informatique qui permette de proposer une gamme à haut niveau de performance (à défaut d'être optimisée) permettant de répondre à trois objectifs différents : réduire le coût d'usinage, limiter la déformation de la pièce et offrir une excellente performance de recyclage. La démarche ne peut pas viser à proposer une solution optimale, car nous ne disposons pas d'une modélisation complète du problème. L'outil propose plusieurs solutions performantes et des indicateurs qui permettent au gammiste de choisir. En effet, la bibliographie montre que la recherche d'une solution optimale automatique peut être illusoire, car elle n'offre pas une marge de manœuvre suffisante pour tenir compte de phénomènes spécifiques non formalisés.

Dans un premier temps, le problème est restreint au cas des pièces de structure aéronautique obtenue par usinage à partir d'une tôle de forte épaisseur. Dans ce cas, les opérations d'ébauche sont particulièrement longues et peuvent être assimilées à des opérations d'usinage de poche. De plus, le chapitre 2 montre qu'elles influent directement

sur la déformation des pièces. L'usinage d'une poche est réalisé par une suite d'opérations caractérisées par un outil spécifique et ses conditions de coupe. L'optimisation de chaque opération ne peut être obtenue par la sélection de conditions de coupe permettant d'atteindre la puissance maximale admissible de la broche, car la géométrie de la poche engendre des variations d'engagement de l'outil et de puissance consommée. De même, l'optimisation globale de l'usinage de la poche n'est pas la somme des optimisations de chaque opération, car l'enchaînement chronologique des volumes usinés contraint les opérations entre elles de l'ébauche à la finition, suivant le volume usiné lors de chaque opération.

Ainsi, dans le cadre de l'élaboration automatique de gammes, nous nous attachons à résoudre le problème du choix des outils et des conditions de coupe nécessaires à l'usinage d'une poche ou d'un ensemble de poches en un minimum de temps. Pour cela, nous posons les hypothèses suivantes :

- le panel d'outils sélectionnables est dénombrable, ce qui rend possible l'évaluation systématique de toutes les configurations ;
- les conditions de coupe sont données dans un domaine de fonctionnement autour d'un point de référence ;
- l'optimisation du temps d'usinage passe par la recherche de la puissance maximale, assimilable à un débit copeau maximal pour une matière donnée ;
- dans un premier temps, le matériau usiné n'impose pas de contraintes supplémentaires sur les conditions de coupe.

La résolution de ce problème de choix suppose qu'il faut résoudre deux problèmes. Le premier concerne la prise en compte de l'ensemble de ces critères différents par nature. Tous les paramètres ne sont pas indépendants et il est nécessaire de proposer une formalisation et une modélisation du processus d'optimisation. Le second concerne les variables qui présentent un impact sur la performance d'une gamme, en prenant en compte la géométrie de l'outil, les conditions de coupe et la gamme au sens de l'ordonnancement des entités et des trajectoires retenues. Ces variables sont différentes et il n'est pas simple de proposer un modèle d'optimisation globale. De plus, industriellement, le coût pour développer et tester plusieurs gammes est trop important : il faut donc trouver une approche pour automatiser la génération de gammes et évaluer les critères de performances. Nous faisons le choix de retenir une solution qui propose dans un premier temps une reconnaissance automatique des entités d'usinage pour pouvoir dans un second temps proposer différents ordonnancements dans le but de simuler chaque solution retenue sous FORGE®.

2 Génération automatique de gammes

Concevoir une gamme de fabrication est un processus de choix de solutions technologiques alternatives conformément aux critères de décision choisis [Grabowik et Knosala, 2003]. Le problème est de choisir une liste ordonnée d'opérations permettant de fabriquer la pièce. Pour chaque opération, il faut choisir l'outil, les conditions de coupe, le posage ou la mise en position et le bridage. La gamme choisie doit permettre d'usiner une pièce conforme en minimisant le coût de fabrication. Chougule présente une revue de la problématique de génération de gammes d'usinage [Denkena, B. et al., 2007] [Chougule et al., 2014]. De nombreux travaux ont été publiés durant ces vingt dernières années. Ils ont concerné les pièces prismatiques, cylindriques, les métaux en feuilles, la fonderie et les assemblages. Dans les années 1990, de nombreux projets se sont intéressés à la génération de gamme automatique, comme le projet OMEGA en partenariat avec Citroën Industrie (PSA) et l'ENS de Cachan a permis de développer un système utilisant une approche générative [Sabourin et Villeneuve, 1996]. Plus récemment, le besoin des gammes automatiques est devenu clef pour le secteur aéronautique qui présente des géométries complexes à usiner et des temps de programmation FAO important [Zirmi, 2006] [Harik, 2007]. Ces thèses s'intègrent dans la continuité des projets USIQUICK ou PROPEL qui proposent des solutions d'intégration pour la définition des gammes automatiques [Tsang, 1989] [Harik et al., 2008].

En ce qui concerne la définition des gammes, le processus d'automatisation se déroule en cinq étapes :

- Classification manuelle des gammes en famille de pièces ;
- Informatisation des gammes ;
- Construction de gammes par variation : méthode par Variant à partir de la technologie de groupe ; Cette approche considère que les pièces morphologiquement proches ont des processus de fabrication similaires. Il suffit alors de coder la morphologie de la pièce pour obtenir la gamme.
- Construction de gammes par génération, sans intervention humaine, via un processus de prise de décision ; La méthode repose sur la modélisation de la pièce par entité, sur la construction d'une base de données des processus et sur des algorithmes de prise de décision.
- Génération dynamique de gammes qui est une extension de la génération de gammes vers une prise en compte beaucoup plus précise de la performance de l'atelier à chaque instant.

La génération de gammes s'est développée à partir de l'énoncé du concept clé d'entité d'usinage, défini par le groupe GAMA comme : "une forme géométrique et un ensemble de spécifications pour lesquels il existe au moins un processus d'usinage. Ce processus est quasi indépendant du processus d'usinage des autres entités de la pièce" [Bourdet, 1990]. Le concept d'entité d'usinage repose donc sur le concept d'extraction géométrique d'une zone appartenant à la pièce et sur l'association d'un processus d'usinage.

Ainsi, pour la majorité des pièces, le partitionnement de la pièce en "zones" ou entités permet d'associer plus simplement des processus d'usinage et de structurer l'ordonnancement. Cependant, ce concept peut être trop réducteur dans certains cas, comme dans le cas de l'optimisation de processus de fort enlèvement de matière pour l'aéronautique. Il peut alors se poser la question de créer des sous-entités, ou des partitionnements d'entités qui ne sont plus en cohérence totale avec la définition. Dans ce cas, la notion de volume usiné peut être mieux adaptée même si elle se concentre sur des considérations géométriques.

La génération de gammes reste malgré tout une problématique complexe reposant sur un corpus de compétences distribuées tout au long du processus de conception et de fabrication des pièces. La problématique de communication et d'enrichissement des modèles géométriques et de partage des connaissances est fondamentale [Lombard, 2006].

2.1 Reconnaissance d'entités

Il existe de nombreuses solutions de reconnaissance d'entités nécessaires à la conception de gammes. Nous considérons qu'au sein de la communauté scientifique, le problème de la reconnaissance d'entités est résolu. De plus, la reconnaissance d'entité ne faisant pas partie du cœur de la problématique de la thèse, un bref état de l'art est présenté. [Shah et al., 2001] divise les techniques de reconnaissance automatique des entités d'usinage en six groupes de base : topologique, heuristique, symbolique, volumique, centré processus, et hybride. L'état de l'art se focalise sur les méthodes les plus communément utilisées.

En ce qui concerne l'approche topologique, [Öztürk et Öztürk, 2001] propose des approches de reconnaissance basées sur l'isomorphisme des sous graphes déduit en fonction de la représentation B-rep du modèle CAO de la pièce. Chaque face est un nœud du graphe tandis que les relations entre faces forment les arcs du graphe d'adjacence de faces. Les travaux de [Wu et Liu, 1996] indiquent qu'une entité est d'abord modélisée sous forme de graphe qui représente les contraintes topologiques et géométriques qui la caractérisent. Ensuite on cherche le sous graphe correspondant le mieux à la structure du graphe

d'adjacence de la pièce en utilisant les algorithmes issus de la théorie des graphes. De plus, le fait de compléter le graphe par des informations additionnelles permet d'obtenir un Attributed face Adjacency Graph (AAG), qui permet une recherche des entités de formes. Cette approche est utilisée dans le modèle récent de FAO USIQUICK [Zirmi, 2006].

Dans le domaine de l'approche heuristique, [Han et al., 2000] propose des approches basées sur les règles qui analysent directement un modèle par le biais de règles de reconnaissance et de liaison. Les entités sont formalisées par des règles bien définies et des liaisons sont aussi définies pour pallier aux problèmes d'intersection et de liaison entre les différentes entités. Une liaison est un indice appartenant à la géométrie nominale, c'est l'indicateur de l'existence possible d'une entité. Ayant plus de liaisons que d'entités à reconnaître ces méthodes doivent faire face à de multiples interprétations éventuelles.

Les approches volumiques calculent un brut englobant la totalité de la pièce, puis essaient de reconstituer la pièce d'origine en identifiant les volumes à enlever au brut pour obtenir la pièce finie. On distingue deux catégories principales : les méthodes par décomposition convexe et les méthodes par décomposition cellulaire.

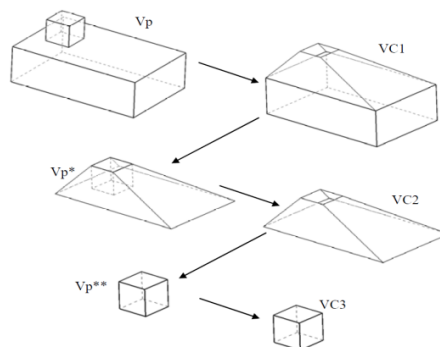


Figure 3.1 : Décomposition en enveloppes convexes [Houtmann, 2007]

La thèse de [Houtmann, 2007] aborde la décomposition convexe qui décompose un volume en lui soustrayant ses composants convexes. Comme le montre la Figure 3.1, on crée un premier volume convexe ($VC1$) de la pièce, après soustraction du volume $VC1$ de la totalité du volume de la pièce, il en résulte un volume V_p^* . Le volume convexe du volume V_p^* est alors créé et on réapplique l'étape précédente. Le processus est répété jusqu'à l'obtention d'un volume vide. Les volumes obtenus sont utilisés pour générer des entités d'usinage. Un des problèmes de cette méthodologie est qu'elle peut dans certains cas tomber dans un cycle infini et donc ne pas trouver de solution à la définition des entités d'usinage. Tandis que [Vandenbrande et Requicha, 1993] traite de la décomposition cellulaire, qui consiste à déterminer le volume total de la matière à usiner puis à le décomposer en un ensemble de

cellules indépendantes qui correspondent à des opérations d'usinage distinctes. Ces cellules seront recomposées pour former des entités d'usinage, comme l'illustre la Figure 3.2.

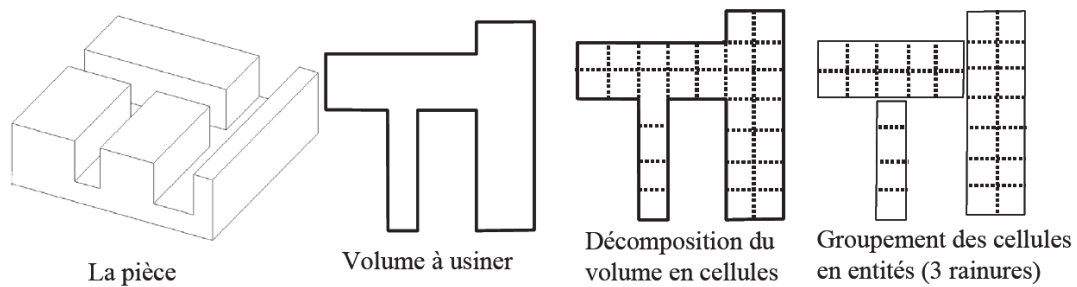


Figure 3.2 : Décomposition cellulaire [Vandenbrande et Requicha, 1993]

Woo propose une approche hybride de reconnaissance d'entités d'usinage basées sur les trois méthodes usuelles : la reconnaissance par graphe topologique, la décomposition en volumes maximums et la décomposition en volumes usinables [Woo et al., 2005], pour éliminer les inconvénients liés à chacune. Le processus met en œuvre ces trois méthodes successivement en simplifiant le modèle CAO lorsque l'entité est reconnue. Tapie s'intéresse à la reconnaissance d'entités de forme géométrique complexe, dans le cas des moules ou des matrices [Tapie et al., 2012]. Comme le montre la Figure 3.3, les surfaces élémentaires sont classées selon le type de leur forme géométrique, puis des regroupements sont effectués à partir de relations topologiques. Lee complique l'approche en proposant des entités composites à partir d'assemblage d'entités élémentaires. Elles sont utilisées pour réduire le nombre de mise en position nécessaires de la pièce [Lee, H. C. et al., 2007]. Zhou propose un outil d'intégration globale à partir de la reconnaissance d'entités géométriques et leur transformation en entités technologiques par ajout des conditions de fabrication [Zhou, X. et al., 2007].

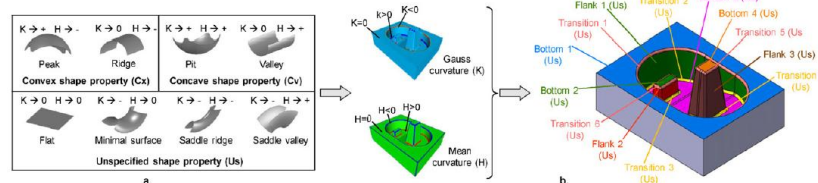


Figure 3.3 : Extraction d'entités par analyse géométrique et topologique [Tapie 2012]

La littérature présente de nombreuses méthodes sur la reconnaissance des entités à partir des modèles CAO, pour la suite nous nous focalisons sur la définition d'une entité par son volume. Le volume usiné est la clef pour les simulations des retraits d'usinage, ce qui nous permet de définir dans le cas des usinages à 2,5 axes, une entité par son contour, sa face

supérieure et sa face inférieure. La méthodologie retenue est présentée plus en détail dans la partie 9 de ce chapitre de thèse.

2.2 Méthodologie pour générer une gamme

La littérature propose de nombreuses approches pour automatiser une gamme de fabrication. En 1999, Lin propose une approche par Variant pour les pièces axisymétriques utilisées en aéronautique [Lin et al., 1999]. En particulier le tolérancement de la pièce est couplé à la génération de la gamme, l'originalité de cette méthodologie est de modéliser les tolérances par des chaînes de cote. On observe donc que la formalisation de la connaissance est un problème critique dans ce processus. Pour cela, Grabowik propose une approche de modélisation orientée objet pour unifier l'ensemble hétérogène des connaissances nécessaires à l'établissement de la gamme [Grabowik et Knosala, 2003], alors que Sormaz utilise un format XML [Šormaz et al., 2010]. Ainsi, le problème fondamental de la génération de gammes d'usinage est de proposer une solution de gamme optimale en prenant en compte un grand nombre de paramètres hétérogènes à partir d'un savoir-faire qu'il est nécessaire de faire évoluer en fonction des évolutions technologiques. Une fois le savoir-faire formalisé, le point clef suivant est la prise de décisions, les travaux de [Denkena, B. et al., 2007] mettent en avant une prise de décision pour les critères suivants :

- Choix des opérations ;
- Séquencement ;
- Choix des outils ;
- Choix de la mise en position ;
- Calcul des conditions de coupe ;
- Choix du mode de bridage ;
- Programmation des trajets d'usinage ;
- Estimation du temps d'usinage et des coûts.

L'auteur considère qu'il est nécessaire de formaliser les termes, les entités, les objets, les classes et les relations entre eux pour informatiser le processus, via la création de graphes sémantiques pour rendre explicite la connaissance et modélisable dans un environnement numérique.

Plus particulièrement, la modélisation des pièces sous la forme d'entités est un concept fondamental de la génération de gamme automatique. Elle permet d'associer un processus de fabrication à une géométrie identifiée dans un modèle CAO. La problématique repose sur des considérations liées à la géométrie et sur des considérations liées aux bases de

connaissances. Denkena estime que l'élaboration de la gamme et l'estimation des coûts sont fortement liées à la reconnaissance des entités [Denkena, B. et al., 2007]. Gao détaille la méthodologie de construction d'une entité géométrique [Gao et al., 2004]. En effet, les données modélisées dans un système de CAO ne peuvent pas être toujours directement utilisées en génération de gamme à cause des différences entre les points de vue de modélisation. Il reprend la définition usuelle des entités géométriques regroupant un ensemble de faces et des attributs communs comme des dimensions. Il reprend aussi la notion d'entité d'usinage comme un regroupement de surfaces usinées ensemble. Le problème est alors de créer la fonction d'association qui permet de lier les deux types d'entités. Une première sous-fonction permet d'extraire les informations topologiques à partir d'une entité géométrique. Une seconde sous-fonction permet d'associer les entités d'usinage via un processus de recherche et un processus d'évaluation des contraintes induites. Dans une approche d'intégration globale de la CAO à la planification, Grabowik considère lui aussi que l'approche de modélisation par entité et la modélisation technologique du processus sont les facteurs clés [Grabowik et al., 2005]. L'auteur propose une méthode de sélection et de re-sélection de gammes via une approche par Variant qui calcule l'ensemble des solutions possibles. Une fois les chemins possibles identifiés, l'auteur effectue une évaluation multi-critères à partir d'un ensemble de critères non énumérés et de poids associés. Xu insiste sur cette même problématique de modélisation et sur l'hétérogénéité des informations [Xu et Li, 2009]. Dans son travail, le processus de prise de décision est basé sur un système expert basé sur le chaînage arrière et une base de règles élémentaires.

2.3 Choix des outils et des conditions d'usinage

La sélection des outils est un problème complexe schématisé par [Hupman 2015] dans la Figure 3.4. Il contient trois sous-problèmes :

- Un problème géométrique de choix des dimensions des différents outils nécessaires ;
- Un problème technologique de calcul des conditions de coupe associées ;
- Un problème d'optimisation global permettant de choisir la meilleure suite d'outils.

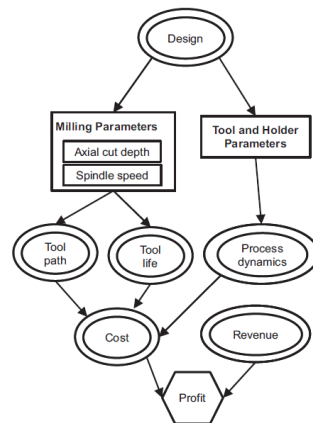


Figure 3.4 : Processus de sélection d'un outil [Hupman 2015]

Le problème géométrique a pour but de définir les dimensions maximales admissibles de l'outil. Pour cela, il est nécessaire d'analyser la géométrie de la surface à usiner. Le niveau de complexité de l'analyse dépend de la géométrie de la pièce et du type d'usinage, comme dans le cas de l'usinage de formes gauches [Glaeser et al., 1999] ou en usinage à 5 axes pour lequel l'orientation de l'outil influe sur la géométrie de l'outil en contact avec la surface [Jensen et al., 2002] [Capponi et Villeneuve, 2009]. Ce problème se complique lorsqu'on envisage d'usiner l'entité avec plusieurs outils de diamètres différents, car il y a une relation étroite entre le diamètre de l'outil et la surface usinée par celui-ci. Il faut mettre en place un algorithme d'optimisation pour identifier la meilleure liste d'outils, en utilisant les algorithmes génétiques par exemple [Heo et al., 2011]. D'autres auteurs proposent une approche inverse en définissant un ensemble d'entités de conception fabricables, auquel sont attachées l'opération d'usinage et les contraintes de dimension de l'outil [Maropoulos et Baker, 2000]. La pièce est alors modélisée grâce à ce jeu d'entités élémentaires.

Le problème technologique consiste à définir l'espace de variation des conditions de coupe en exprimant les contraintes technologiques associées : puissance, effort, usure, etc ... Les connaissances technologiques partagées par la communauté permettent généralement de les exprimer sous des formes mathématiques simples (loi d'effort, loi de rugosité, etc ...) [Hinduja et Sandiford, 2004]. Rawangwong étudie l'influence des conditions de coupe sur l'état de surface de pièces usinées dans l'alliage d'aluminium 2024, pour des opérations de finition [Rawangwong et al., 2013]. La relation établie expérimentalement peut être utilisée dans le choix des conditions de coupe, lorsque ce critère est prépondérant. De son côté, Masmiati étudie l'influence des conditions d'usinage sur l'intégrité de surface dans le cas de l'usinage en bout avec un outil hémisphérique, pour sélectionner les conditions optimales qui minimisent les contraintes résiduelles de surface et la micro-dureté [Masmiati et Sarhan, 2015].

Enfin, le problème d'optimisation est particulièrement complexe. Il nécessite de proposer un critère et une méthode d'optimisation. Généralement, le critère est un critère de coût s'appuyant à la fois sur les temps d'usinage et à la fois sur l'usure de l'outil associée à l'usinage. Campatelli cherche à minimiser l'impact environnemental, en prenant en compte l'empreinte en CO₂, l'usure et l'évolution des efforts [Campatelli et al., 2014]. Pour l'optimisation, il est nécessaire d'utiliser une modélisation géométrique de l'entité à usiner pour estimer la longueur du parcours et donc le temps d'usinage. Deux approches sont envisageables : une approche couplant géométrie et topologie pour identifier les faces contiguës et une approche plus macroscopique recherchant des volumes. Ainsi, le calcul de la zone usinable est un problème important dans le cas de l'usinage avec plusieurs outils [Yao et al., 2003]. L'auteur propose une solution en extrayant des entités géométriques et en calculant les offsets associées au trajet. Heo propose une méthode d'identification d'entités en usinage de poche, en calculant des profils d'intersection entre la pièce et des plans horizontaux [Heo et al., 2011]. Une approche similaire peut être utilisée pour calculer les aires usinables selon le diamètre de l'outil, pour une aire donnée [D'Souza et al., 2004]. Un graphe d'enchaînement d'outils est ainsi construit en fonction d'un ensemble initial et une fonction coût est optimisée pour identifier la meilleure solution. Dans ce cas, le calcul de l'aire est critique. En effet, une évaluation géométrique précise est coûteuse en temps, alors qu'une estimation approximative est plus rapide, mais peut aboutir à une optimisation erronée.

La littérature présente plusieurs méthodes d'optimisation, des méthodes les plus usuelles sont l'utilisation algorithmes génétiques. L'avantage de ces algorithmes est de pouvoir proposer des solutions d'optimisation des conditions d'usinage et des outils dans des situations complexes [Wang, Z. G. et al., 2005] [Baskar et al., 2006]. Le taux unitaire de bénéfice est utilisé comme objectif d'optimisation. Quatre contraintes technologiques sont exprimées : la puissance maximale, la qualité de surface attendue, les efforts d'usinage maximaux admissibles et les vitesses maximales de la machine. Des objectifs spécifiques peuvent être proposés dans des cas particuliers comme le micro-usinage [Tansel et al., 2006]. Shunmugam utilise un algorithme génétique sur un cas simple de surfaçage [Shunmugam et al., 2000]. Différents auteurs abordent d'autres approches différentes. Zarei traite le même problème avec un algorithme d'Harmony Search, qui à partir d'un ensemble de solutions initiales teste de nouvelles solutions issues des premières par modification aléatoire [Zarei et al., 2009]. Alberti propose une méthode de sélection des conditions de coupe en usinage à grande vitesse. Le moteur d'optimisation évalue le coût de toutes les configurations énumérées à partir des formulations usuelles de l'usinage [Alberti et al., 2005]. Maity propose une méthode d'optimisation particulière à partir d'une liste d'outils

évaluée selon un nombre significatif de critères [Maity et al., 2012]. L'auteur considère que certains critères sont incertains et peuvent induire des biais d'optimisation. Il les classe alors en données blanches, grises et noires. La prise de décision se fait par l'évaluation du degré de performance relatif des outils à partir d'une pondération des critères selon le degré de certitude. Dans certains cas, l'étude exhaustive de toutes les configurations est peut-être une solution suffisante. Carpenter propose une méthode de choix d'outils [Carpenter et Maropoulos, 2000]. Dans un premier temps, l'entité à usiner est décrite, ainsi que les outils disponibles et les conditions associées. Le processus de sélection d'outils s'effectue selon quatre heuristiques successives : adaptabilité de l'outil à la coupe, calcul d'un jeu de conditions de coupe initiale, optimisation des conditions de coupe et classement selon une somme pondérée de quatre critères de débit maximal, de durée de vie, de coût minimal et de temps d'usinage minimal. Certains auteurs abordent une approche par système expert [Arezoo et al., 2000] [Edalew et al., 2001]. Les règles s'appuient sur des heuristiques et l'optimisation porte sur le coût complet de l'usinage.

L'usure de l'outil est un facteur important à ne pas oublier lors du choix d'un outil et de ses conditions associées et un paramètre important dans l'estimation du coût dont l'évaluation est particulièrement complexe et repose souvent sur des données expérimentales peu nombreuses. Karandikar utilise une approche par krigeage pour estimer le coût d'usinage dans un domaine de variation des conditions de coupe à partir de quelques points évalués expérimentalement [Karandikar et Kurfess, 2014].

L'usinabilité des poches est particulièrement abordée, notamment avec un outil d'ébauche et un outil de finition [Hinduja et Sandiford, 2004]. La géométrie de la poche est utilisée pour définir les dimensions maximales des outils. Les conditions de coupe sont calculées selon une heuristique qui fixe arbitrairement l'engagement radial. L'engagement axial et l'avance sont utilisés comme variables d'optimisation d'un critère de coût, alors que la vitesse de coupe en est déduite en fonction de la durée de vie attendue.

Ainsi, comme on peut le voir dans la littérature, le choix d'outil est un problème complexe qui porte à la fois sur des problématiques géométriques et technologiques et présente un impact direct sur l'économie de l'usinage.

2.4 Optimisation d'une gamme

Optimiser une gamme est essentiel pour la grande entreprise comme pour les PME, par exemple Anderberg évalue les gains suivants pour une mise en place d'une génération de gamme automatique dans le cadre des PME [Anderberg, 2009] :

- 58% de réduction en coût de préparation de la gamme ;
- 10 % de réduction en coût de fabrication ;
- 4% de réduction en coût matière ;
- 12 % de réduction en coût d'outillage ;
- 6 % de réduction sur les en-cours.

Les méthodes de génération proposée dans la littérature offrent ainsi une opportunité d'optimisation, car elles permettent de comparer plusieurs gammes, voire un grand nombre. Deux problématiques apparaissent alors. La première s'intéresse aux critères d'optimisation et de prise de décision, alors que la seconde concerne le processus d'optimisation en lui-même.

Le critère de coût est bien entendu prépondérant, alors que les contraintes sont associées aux processus technologiques mis en œuvre. Chougule propose un critère coût / impact environnemental dans le cas du tournage [Chougule et al., 2014]. Il en est de même pour Newman, qui démontre que la consommation d'énergie peut être ajoutée comme critère d'optimisation [Newman et al., 2012]. En termes de planification, Kumar propose d'intégrer la génération de gammes à l'ordonnancement d'atelier [Kumar et Rajotia, 2003]. Pour cela, il doit tenir compte des caractéristiques de l'atelier : disponibilité, coût, coût des opérations, temps de cycle pour assigner une machine aux différentes gammes possibles. Dans ce cas, il considère que l'état en temps réel de l'atelier est critique pour aboutir à une planification en temps réel.

Dans un processus d'optimisation des gammes, Min propose plusieurs approches de construction et d'optimisation de gammes [Min et al., 2004]. La première méthode est l'approche non linéaire qui peut s'appliquer à plusieurs gammes en même temps pour rechercher la gamme optimale. Dans les méthodes de Dynamic Process Planning (DPP), le processus est construit dynamiquement pour satisfaire les ressources d'atelier. L'approche DisTributed Process Planning (DTPP) s'intéresse à la planification de processus distribués, alors que l'approche Simultaneous Process Planning (SPP) aborde la planification de processus simultanés. Elles sont basées sur les méthodes précédentes et utilisent une planification hiérarchique pour optimiser la gamme dynamiquement en temps réel. Tandis que Bo fait un parallèle entre l'ordonnancement et le problème du voyageur de commerce [Bo et al., 2006]. Il propose une solution à partir d'un algorithme génétique. L'évaluation de la performance d'un ordonnancement est calculée par une somme pondérée de différents facteurs de performance. Zhou développe une méthode basée sur les réseaux de neurones et un algorithme génétique [Zhou, X. et al., 2007].

Cependant, les méthodes de génération de gamme automatique restent peu utilisées en PME [Culler et Burd, 2007]. C'est pourquoi, Culler couple une méthode de connaissance de coûts pour obtenir un système reconfigurable et adaptable aux PME à un système de génération de gamme. La méthode ne permet pas d'optimiser la gamme, mais plutôt de caractériser le panel d'origine des coûts. Une autre approche est proposée par Peng pour rendre plus attractifs les modèles complexes du processus de prise de décision. Peng propose une modélisation du processus de décision via un environnement de réalité virtuelle permettant de tester des solutions alternatives à partir de l'expertise humaine [Peng et al., 2000].

2.5 Problématique

Dans le cadre de ce projet, nos travaux portent à la fois sur la formalisation de la connaissance et sur la proposition de critères de choix ou d'optimisation. La question abordée est de générer la connaissance sur le lien entre la gamme de fabrication et la distorsion des pièces. Dans un second temps, nous pourrons utiliser l'outil de simulation pour évaluer plusieurs gammes différentes selon des critères associés au respect des spécifications géométriques et à la minimisation de la distorsion des pièces. Notre approche s'intègre donc dans le corpus des méthodes proposées par la littérature. L'originalité se situe, bien entendu, sur la prise en compte de la distorsion de pièces massives dans le choix de la gamme retenue.

A la lecture de la bibliographie, nous posons les hypothèses suivantes :

- La problématique d'entité d'usinage est résolue ;
- Les heuristiques de calcul des critères de coût et de contraintes sont partagées par la communauté ;
- Il existe plusieurs approches d'optimisation couvrant l'ensemble des outils de prise de décision.

En conclusion, selon la littérature, nos apports se focalisent sur l'estimation du temps d'usinage en fonction des paramètres de coupe et de la morphologie de l'entité usinée. La prise en compte de la recyclabilité des copeaux dans le processus d'optimisation des conditions de coupe et du choix des outils. Ces méthodologies ont l'objectif d'être intégrées à un développement informatique qui en plus de générer les volumes usinés nécessaires à la simulation du comportement mécanique de la pièce, propose une optimisation ou une évaluation de la gamme proposée.

3 Modélisation du temps d'usinage

Le temps d'usinage est un point clef pour estimer la productivité d'une gamme, de nombreuses approches sont abordées dans la littérature, une des approches les plus simples à mettre en place est d'estimer le temps à partir du programme CN de la machine. On peut aussi prendre en compte les accélérations de la machine, ce qui permet de conclure que sur certains trajets, la machine n'a pas le temps d'atteindre la vitesse consigne. [Yan et al., 1999] intègre ce constat pour prédire un temps d'usinage en fonction du programme CN et des accélérations sur l'ensemble des trajets. [Altintas et Tulsyan, 2015] propose de modéliser le comportement dynamique de la machine à partir de modèles physiques pour ainsi prédire un temps en fonction de l'ensemble des trajectoires. Ce modèle propose une bonne approximation du temps réel d'usinage, car il prend en compte l'ensemble des accélérations et inertie des différents axes de la machine. [So et al., 2007] dans sa modélisation du comportement dynamique de la machine propose de prendre en compte les accélérations de la machine en fonction des translations et rotations qui présentent des comportements différents. [Monreal et Rodriguez, 2003] affine les modèles de prédiction du temps d'usinage en étudiant l'influence de la vitesse d'avance et l'inclinaison du trajet outil au sein d'une poche. L'ensemble de ces modèles est précis, mais présente des temps de calcul assez important pour prendre en compte le comportement dynamique de la machine sur l'ensemble des différents trajets.

Pour identifier la gamme la plus performante, il est nécessaire de proposer une modélisation du temps d'usinage entité par entité. Il existe un large panel de modèles de temps d'usinage plus ou moins complexes et plus ou moins précis, entre la simulation de l'usinage sur machine réelle et l'estimation du temps d'usinage comme le rapport entre le volume à usiner et le débit copeau maximal [Hascoet et al., 2003]. Dans le cas d'une optimisation de gamme d'usinage, il est nécessaire de définir un modèle de temps d'usinage qui soit à la fois précis et rapide. Cette dualité est critique. La précision du modèle doit toujours être appréciée en fonction du temps de calcul et vice-versa.

Le temps d'usinage dépend de trois caractéristiques principales :

- la longueur du chemin parcouru ;
- la vitesse d'avance de la fraise ;
- le comportement cinématique de la machine.

La précision de l'estimation du temps d'usinage dépend ainsi de la précision de l'estimation de la longueur du chemin parcouru et de la prise en compte ou non du comportement cinématique de la machine. Ainsi, par la suite, nous cherchons à proposer un modèle

d'estimation du temps d'usinage simple basé sur quelques données géométriques de la poche comme le périmètre ou le nombre de coin de la poche. La démarche retenue consiste à estimer la longueur du trajet, à en déduire le temps d'usinage théorique et à le corriger en fonction du comportement cinématique de la machine. Plusieurs méthodes d'estimation de la longueur du trajet sont envisageables. L'objectif est de proposer un modèle analytique simple ou numérique rapidement calculable pour l'intégrer à une boucle de choix d'outils et d'optimisation des conditions de coupe. La complexité se situe alors sur la précision du modèle qui doit permettre de proposer les meilleurs choix à partir de quelques données.

3.1 Évaluation de la longueur du trajet

Pour évaluer la longueur *Long* du trajet, plusieurs approches sont disponibles. La première consiste à calculer le trajet effectif programmé au moyen d'un système de FAO. Dans ce cas, la longueur calculée est exacte, mais le temps de calcul peut être particulièrement long. L'usinage de poches aéronautiques requiert d'une manière générale trois types d'opérations de fraisage :

- le contournage ;
- le balayage de surface ;
- l'usinage de poches.

D'un point de vue gamme, toutes ces opérations consistent à suivre un motif de trajet dans un plan et à le répéter plusieurs fois sur une hauteur. Cette approche convient aussi à l'usinage à 5 axes par le flanc en première approximation.

Dans le cas du contournage, l'estimation est obtenue par le calcul du périmètre du contour. Dans le cas où le profil est fermé, la longueur du trajet est réduite en fonction du rayon de la fraise et de l'angle des coins du profil. La Figure 3.5 montre qu'il y a deux types d'angles à considérer, les angles ouverts et les angles fermés sur le profil. Si les angles sont ouverts, alors la longueur du trajet est augmentée, dans le cas des angles fermés la longueur du trajet est diminuée. On obtient ainsi la formule suivante :

$$Long = \text{périmètre} - R * nb_{c_{fermé}} + \frac{\pi R * nb_{c_{ouvert}}}{4} \quad (3.1)$$

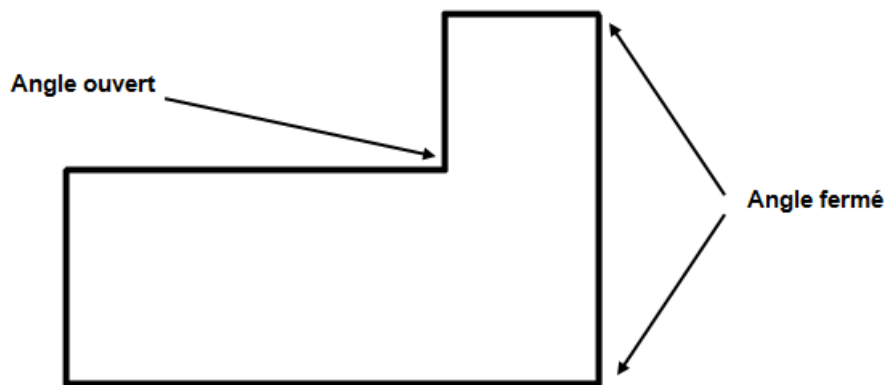


Figure 3.5 : Définition angle ouvert et fermé

Dans le cas de l'usinage de poches, le problème est plus complexe, car deux stratégies sont utilisables : mode aller-retour ou mode spirale. En mode aller-retour, la longueur du trajet est obtenue par la relation suivante :

$$Long = (L - D) * Ent\left(\frac{l - D}{a_r}\right) + l \quad (3.2)$$

L désigne la longueur de la poche et l la largeur de la poche. D est le diamètre de l'outil et a_r l'engagement radial.

Dans le cas de l'usinage en spirale, chaque passe est obtenue par grossissement en offset de la passe précédente. Sur des formes simples, nous supposons que ce grossissement est assimilable à un allongement de la longueur de la passe de $4*a_r$. Dans ce cas, la longueur de la passe est une suite arithmétique dont la somme vaut :

$$Long = Nb_passe_radiale * (L_{ext} + L_i)/2 \quad (3.3)$$

$Nb_passe_radiale$ définit le nombre de passes radiales :

$$Nb_{passe_{radiale}} = \frac{Ent\left(\frac{l - D}{a_r}\right)}{2} + 1 \quad (3.4)$$

L_{ext} désigne la longueur de la passe extérieure, soit le périmètre de la poche réduit de deux fois le diamètre. L_i désigne la longueur de la passe centrale.

Le cas du balayage est une extrapolation simple du cas de l'usinage de poche.

Pour toutes ces opérations, le nombre de passes axiales est calculé grâce au rapport entre la hauteur et la profondeur de passe axiale.

$$Nba = Ent\left(\frac{H}{a_p}\right) + 1 \quad (3.5)$$

La précision de l'estimation de la longueur du trajet peut être augmentée si on tient compte des trajets d'entrée et de sortie de la matière et des mouvements rapides.

3.2 Modélisation des entités pour l'optimisation de gammes

Nous retenons ainsi, la modélisation suivante des entités poches, balayage et contours, comme illustré sur la Figure 3.6 :

- longueur centrale de la poche ;
- largeur maximale ;
- profondeur ;
- périmètre ;
- rayon et nombre des coins ;
- aire.

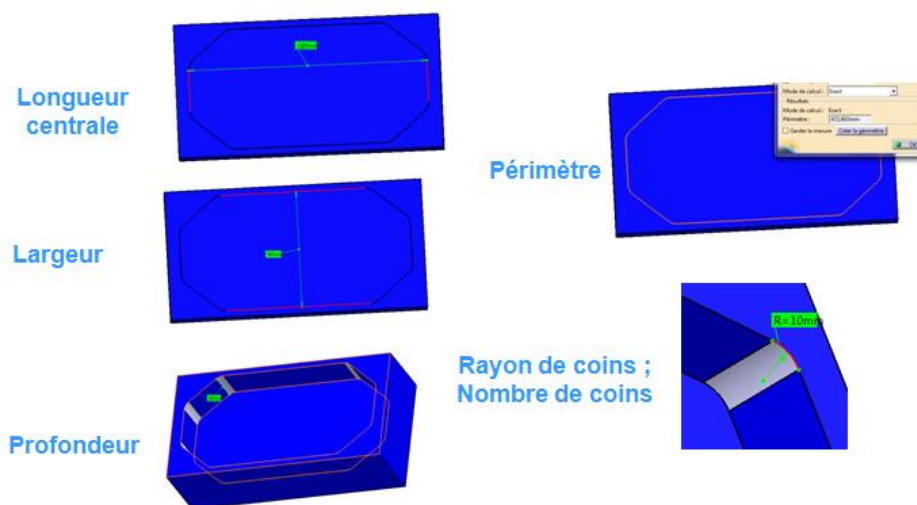


Figure 3.6 : Caractéristiques de définition d'une entité

Nous avons choisi une modélisation particulièrement simple, voire pauvre. Ainsi, les informations géométriques sont facilement extraites de l'entité. Il est donc possible de lancer un processus d'optimisation avec des temps de calcul réduits.

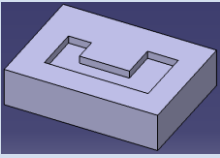
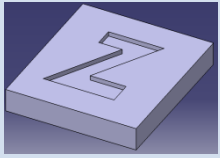
Ainsi, dans le cas du contournage, le modèle d'estimation du temps d'usinage est :

$$Temps = Nba(\frac{Long}{Vf} + Nbc \frac{\pi R}{2} (Vref - \min(Vref, \sqrt{aR}))) \quad (3.6)$$

Dans le cas de l'usinage de poches, le modèle d'estimation du temps d'usinage est :

$$Temps = Nba(\frac{Ent(\frac{l-D}{ar})/2 * (Lext + Li)/2}{Vf} + Nbc \frac{\pi R}{2} (Vref - \min(Vref, \sqrt{aR}))) \quad (3.7)$$

Une première campagne de validation est mise en place pour évaluer la précision du modèle. Des poches de forme U et Z sont modélisées et les trajectoires d'usinage sont calculées pour un panel représentatif de conditions d'usinage. Ces résultats sont présentés dans le Tableau 3.1.

Cas poche	U	U	U	Z	Z	Z
						
temps FAO s	28,5	10,77	153	72	26	371
outil D mm	10	20	4	10	20	4
ar mm	5	16	1	5	16	1
Nb coin	8	8	8	8	8	8
vf mm/min	10000	10000	10000	10000	10000	10000
longueur centrale mm	340	340	340	656	656	656
Largeur mm	80	80	80	100	100	100
Aire mm ²	27000	27000	27000	64291	64291	64291
Périmètre mm	960	960	960	1672	1672	1672
Long. passe centrale mm	720	760	696	1352	1392	1328
Nb passes comptées	7	3	38	9	3	38
Nb passes radiales	7	3	38	9	3	38

Long. mm	5880	2580	31464	13608	4596	57000
Temps estimé s	35,28	15,48	188,784	81,648	27,576	342
Erreur	-23,79%	-43,73%	-23,39%	-13,40%	-6,06%	7,82%

Tableau 3.1 : Campagne d'évaluation sur des poches de forme U et Z

Les résultats ne sont pas satisfaisants. L'erreur entre le temps d'usinage estimé et calculé est trop importante et trop variable d'une configuration à l'autre. En effet, le nombre de passes radiales a une influence primordiale sur l'estimation du temps d'usinage, alors que notre approche ne permet pas de l'estimer précisément. En effet, notre calcul aboutit à un entier exact ou non selon la forme de la poche. La Figure 3.7, représente l'usinage des deux poches dans des configurations particulières. On constate que les passes radiales situées au centre de la poche présentent des profils spécifiques non prévisibles ou ne sont pas complètes. Par conséquent, le modèle ne peut pas prédire précisément le temps d'usinage exact.

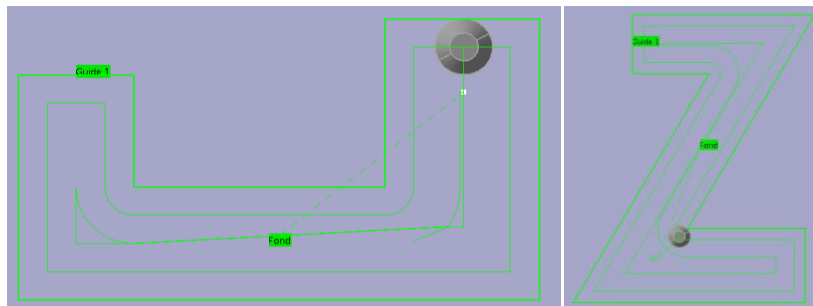


Figure 3.7 : Exemples d'usinage des poches U et Z

Lors du calcul effectif de la trajectoire, le nombre de passes n'est pas un paramètre de contrôle fiable, mais plutôt le résultat du calcul du trajet, dépendant directement de la géométrie de la poche et de l'algorithme de calcul.

Une seconde voie est alors envisagée à partir de l'estimation de l'aire à usiner.

$$Temps = \frac{Aire - P\acute{e}rim\grave{e}tre.R}{a_r.Vf} \quad (3.8)$$

L'aire à usiner est calculée à partir de l'aire de la poche, à laquelle est soustraite l'aire balayée par le rayon de l'outil lors de la passe de contournage, de manière à calculer l'aire balayée avec l'engagement radial programmé et non avec le rayon de l'outil. Cette formule ne prend plus en compte le nombre de passes radiales et évite le problème rencontré avec le modèle précédent. En la divisant par la valeur de l'engagement radial, on obtient la

longueur du trajet théorique d'usinage et par conséquent le temps d'usinage. Ce modèle est appliqué à un large panel de formes de poche présenté dans le Tableau 3.2.

Cette approche est similaire, voire identique, à l'approche usuelle par volume, si on ne prend pas en compte la surface balayée par l'outil lors de la passe de contournage. En effet, d'après la formule 3.9, on obtient :

$$Temps = \frac{Aire}{a_r \cdot Vf} = \frac{Aire \cdot a_p}{a_p \cdot a_r \cdot Vf} = \frac{Volume}{Débit} \quad (3.9)$$

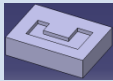

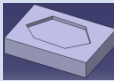






Poche	U	Z	O	L	I	I
						
Aire mm ²	27000	64291	67662	21900	45000	45000
Périmètre mm	960	1672	999	1020	2090	1100
Long. Centrale mm	340	656	212	397	960	350
Largeur max mm	80	100	227	80	45	100

Tableau 3.2 : Spécifications des formes de poches étudiées

Chaque poche est usinée avec un panel de conditions d'engagement radial et de diamètre d'outil permettant d'obtenir un nombre de passes radiales allant de 2 à 40 par demi-coté, comme indiqué dans le Tableau 3.3 suivant (Ar / D).

Nb	2	3	4	5	6	7	8	9	10	16	19	38
	24/30	16/20	9,6/12	9/12	6/12	5/10	4,8/8	4/8	3,6/6	2,4/6	2/4	1/4
	24/30	16/20	14/20	9,6/12	8,4/12	6,5/10	5,6/8	5,44/8	5/6	3,2/6	2,6/4	1,3/4
	40/80	40/50	24/50	20/50	18/32	16/20	14/20	12/20	11/20	7,5/16	5,6/16	3/12




	20/25	16/20	8,6/12	8/12	6/12	5/10	4,8/8	4/8	4/6	2,4/6	2/4	1/2
	12/20	6/12	5/8	4/8	3,5/8	3/6	2,5/6	2,4/6	2/6	1,4/6	¼	0,5/4
	12/20	6/12	5/8	4/8	3,5/8	3/6	2,5/6	2,4/6	2/6	1,4/6	¼	0,5/4

Tableau 3.3 : Calcul du nombre de passes radiales pour différentes configurations

Le graphique suivant donne l'évolution de l'écart entre le temps estimé et le temps calculé par le logiciel de FAO, en fonction du nombre de passes radiales. L'erreur est exprimée sous la forme du rapport *temps calculé / temps estimé*.

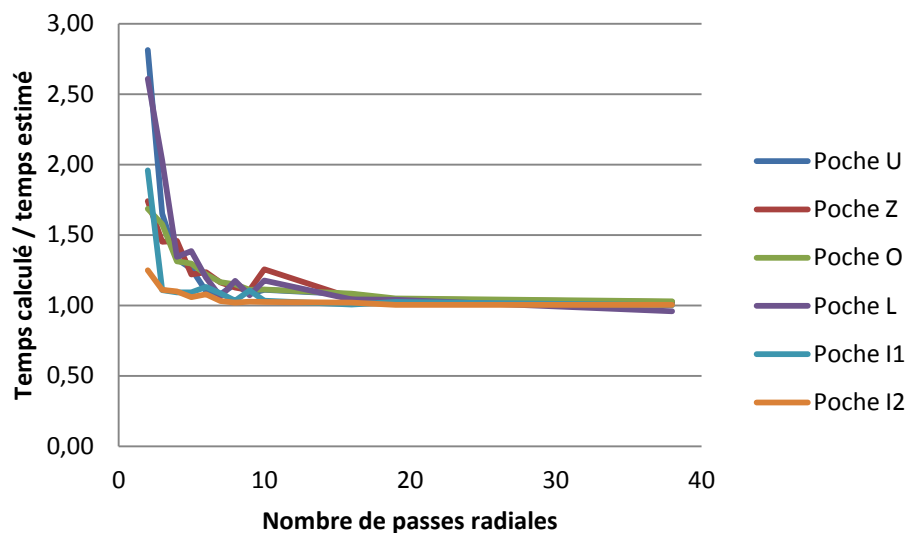


Figure 3.8 : Estimation du temps d'usinage

Le graphique de la Figure 3.8 montre que le rapport diminue asymptotiquement vers 1 en fonction du nombre de passes radiales, quelle que soit la forme de la poche. Il est donc possible d'utiliser ce modèle pour estimer le temps d'usinage lorsque le nombre de passes radiales est supérieur à 20 voire 10. Mais l'erreur devient importante lorsque le nombre de passes radiales est réduit, ce qui est le cas usuel d'utilisation. Plusieurs stratégies sont disponibles pour améliorer la prédiction d'estimation. Il est ainsi possible de corriger le temps estimé avec un multiplicateur calculé en fonction du nombre de passes radiales et de la forme de la poche. Sur le Tableau 3.4, le multiplicateur est choisi comme la moyenne des rapports évalués initialement. Il est aussi possible de choisir un multiplicateur par type de poche et par nombre de passes radiales.

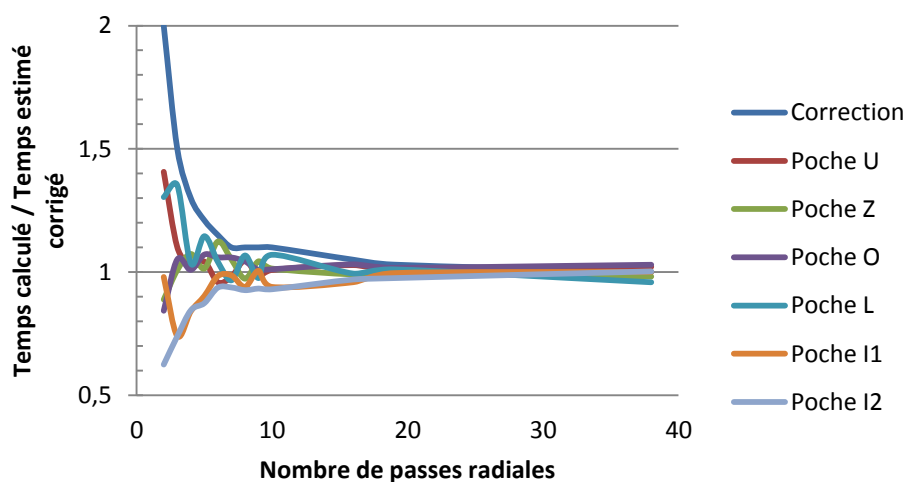


Figure 3.9 : Estimation corrigée du temps d'usinage

Dans les cas ayant un grand nombre de passes, on obtient une erreur inférieure à 5 %.

Poche	U	Z	O	L	I1	I2
Estimé1 Min	1,02	1,02	1,03	0,96	1,00	1,00
Corrigé Min	0,96	0,89	0,84	0,96	0,74	0,62
Estimé1 Moyenne	1,31	1,24	1,23	1,34	1,14	1,06
Corrigé Moyenne	1,05	1,01	1,02	1,08	0,94	0,89
Estimé1 Max	2,81	1,74	1,68	2,61	1,96	1,25
Corrigé Max	1,41	1,12	1,07	1,35	1,00	1,00

Tableau 3.4 : Calcul du coefficient multiplicateur pour différentes géométries

L'application de ce coefficient correctif produit une amélioration significative de la précision. Néanmoins, comme le montre la Figure 3.9 l'estimateur reste trop approximatif dans le cas de l'usinage des poches avec un faible nombre de passes radiales. La Figure 3.10 illustre le recentrage et un resserrement des écarts.

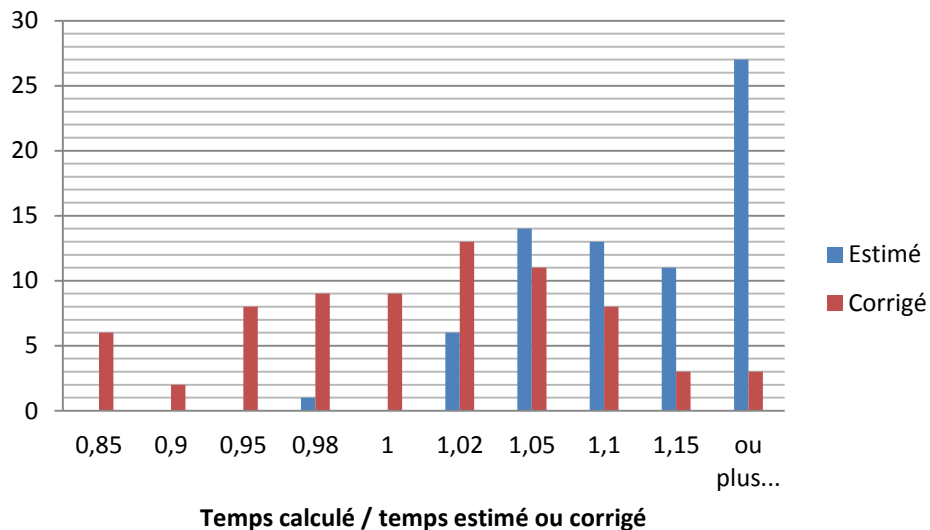


Figure 3.10 : Répartition des rapports

Une étude similaire est conduite avec l'estimateur égal au rapport entre le volume et le débit. L'estimation du temps d'usinage (formule 3.9) donne des résultats proches voire meilleurs que l'estimateur envisagé tenant compte du périmètre (formule 3.8). Mais les résultats demeurent trop approximatifs dans les cas des nombres de passes réduites (Figure 3.11).

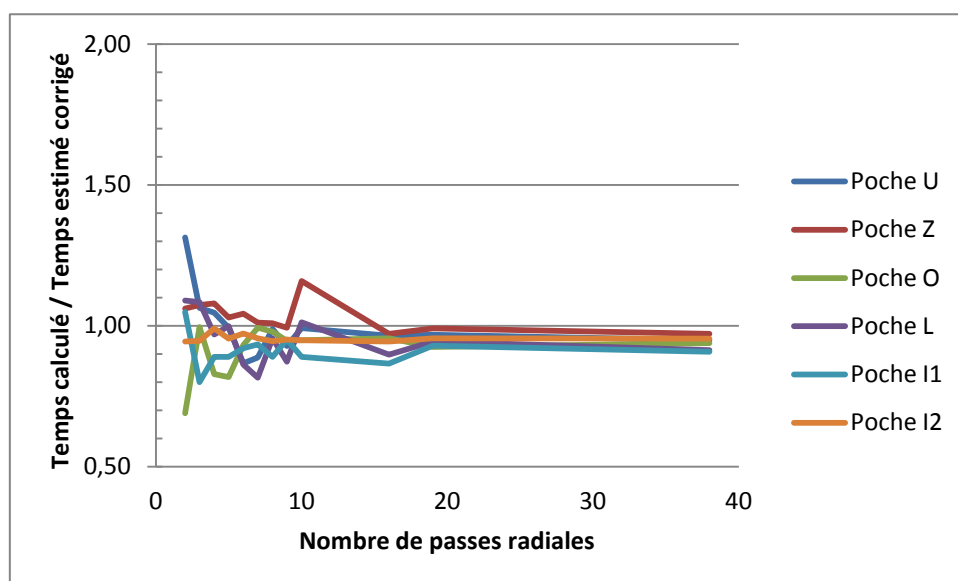


Figure 3.11 : Estimation du temps d'usinage par la méthode volume / débit

Pour améliorer le cas du nombre de passes réduit, nous proposons une amélioration de l'estimateur initial en utilisant une approche par nombre de passes radiales. Pour estimer le temps d'usinage d'une poche à partir de ses caractéristiques géométriques, nous commençons par calculer l'estimation de la longueur du trajet pour un nombre de passes radiales variant de 2 à 10 par exemple, en utilisant la formule précédente :

$$Long_i = \frac{Nb_{passe_radiales_i} * (L_{ext} + Li)}{2} \quad (3.10)$$

Puis nous calculons l'estimateur du nombre de passes radiales sous la forme décimale et non entière.

$$Nb_{passe_{radiale}} = \frac{\left(\frac{l-D}{a_r}\right)}{2} + 1 \quad (3.11)$$

La longueur usinée est alors obtenue par régression linéaire entre les deux nombres de passes radiales bornant l'estimation.

$$Long_i = (Nb_{passe_{radiales}} - Nb_{passe_{radiales_i}}) Long_{i+1} + (Nb_{passe_{radiales_{i+1}}} - Nb_{passe_{radiales}}) Long_i \quad (3.12)$$

Le temps d'usinage en est directement déduit en fonction de la vitesse d'avance. Pour valider l'estimation, nous calculons l'aire usinée que nous comparons à l'aire à usiner.

$$Aire = Périmètre.R + (Long - Périmètre) * a_r \quad (3.13)$$

Si l'aire usinée est plus grande que l'aire à usiner, alors l'indice des bornes d'estimation est réduit d'une unité. Ce modèle est ainsi appliqué à l'ensemble des poches pour un nombre de passes inférieur à 10. Le cas d'usinage avec une passe est calculé par la formule de contournage.

Forme	U	U	U	U	U	U	U	U	U	U
Aire mm ²	27000	27000	27000	27000	27000	27000	27000	27000	27000	27000
Périmètre mm	960	960	960	960	960	960	960	960	960	960
Long centrale mm	340	340	340	340	340	340	340	340	340	340
Largeur mm	80	80	80	80	80	80	80	80	80	80
Diamètre mm	30	30	20	12	12	12	10	8	8	6
Vf mm/min	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000	10000
Ar mm	24	24	16	9,6	9	6	5	4,8	4	3,6
Nbp rad.	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Temps FAO s		8,86	10,77	17,65	17,86	23,41	28,74	33,35	37,57	44,6
nb passes estimé		2,04	2,88	4,54	4,78	6,67	8,00	8,50	10,00	11,28

temps initial s	5,76	7,80	11,70	15,60	19,50	23,40	27,30	31,20	35,10	39,00
temps inter. s		7,96	11,21	17,71	18,63	26,00	27,30	33,15	35,10	45,50
aire usinée mm ²		23210	24140	24884	25070	26000	22750	25752	23400	26724
temps final s		7,96	11,21	17,71	18,63	26,00	27,30	33,15	35,10	45,50
rapport	1,00	1,11	0,96	1,00	0,96	0,90	1,05	1,01	1,07	0,98

Tableau 3.5 : Temps d'usinage calculé pour la géométrie U

Dans le cas de la forme U, le Tableau 3.5 montre la différence entre le nombre de passes comptées sur le trajet et le nombre de passes estimées. Le temps initial indique le temps calculé à partir du nombre de passes comptés variant de 2 à 10. Le temps intermédiaire indique le temps calculé par la régression linéaire, alors que temps final est le temps intermédiaire corrigé dans le cas où l'aire calculée est plus grande que l'aire initiale.

Cet indicateur est plus précis pour les poches en U, en Z, en O mais les estimateurs sont moins bons pour les poches en L et en I (Figure 3.12).

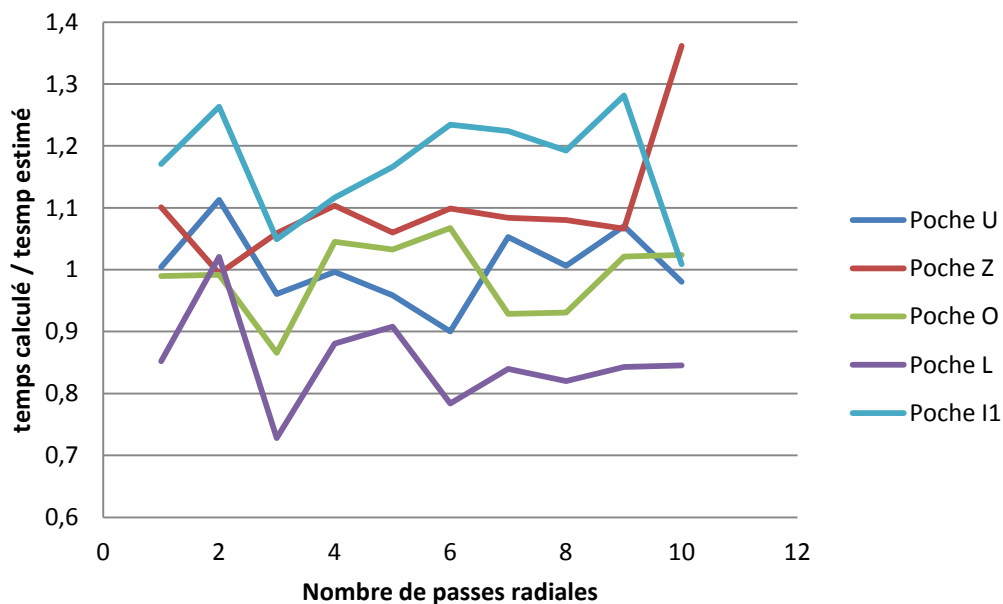


Figure 3.12 : Nouvelle estimation du temps d'usinage

Le Tableau 3.6 suivant donne la plage de variation d'erreur pour chaque type de poche.

Poche	U	Z	O	L	I1
Estimé2 Min	0,90	0,99	0,87	0,73	1,01
Estimé2 Moyenne	1,00	1,10	0,99	0,85	1,17
Estimé2 Max	1,11	1,36	1,07	1,02	1,28

Tableau 3.6 : Plage de variation d'erreur

La Figure 3.13 présente les histogrammes de répartition des rapports estimé1, corrigé et estimé2, dans le cas des poches de forme U, Z, O, L et I1 pour des nombres de passes variant de 2 à 10.

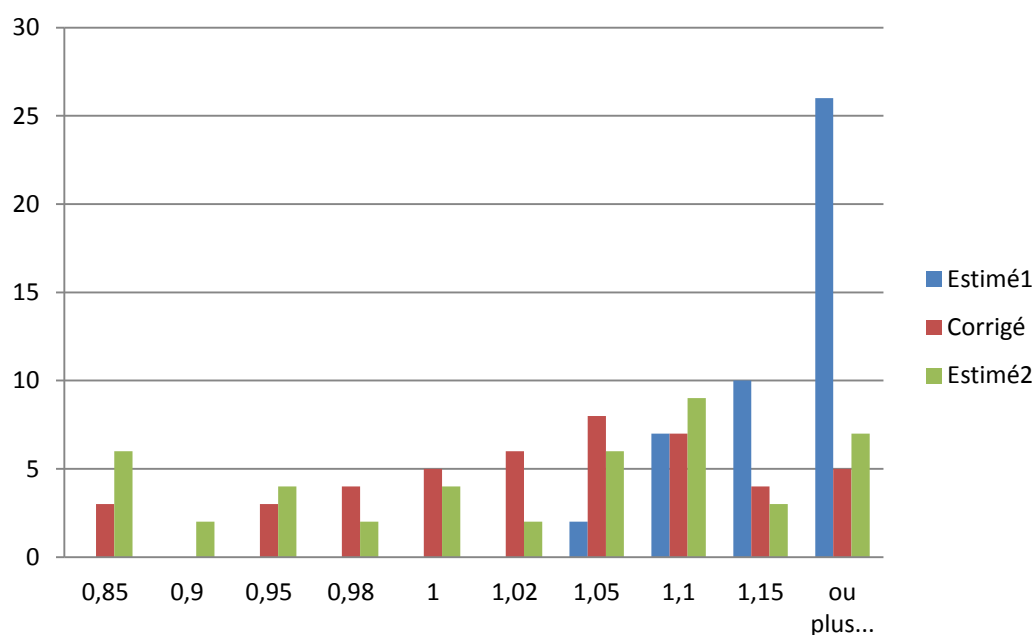


Figure 3.13 : Histogrammes de répartition des rapports

L'analyse des données brutes ne semble pas montrer une meilleure précision du nouvel estimateur par rapport aux précédents. Il faut tout de même nuancer cette remarque, car les cas des poches I et L sont fortement pénalisants.

3.3 Validation sur différents cas

Les estimateurs précédents sont évalués sur des nouveaux cas de forme académique et extraits de pièces industrielles (Figure 3.14 et Figure 3.15).

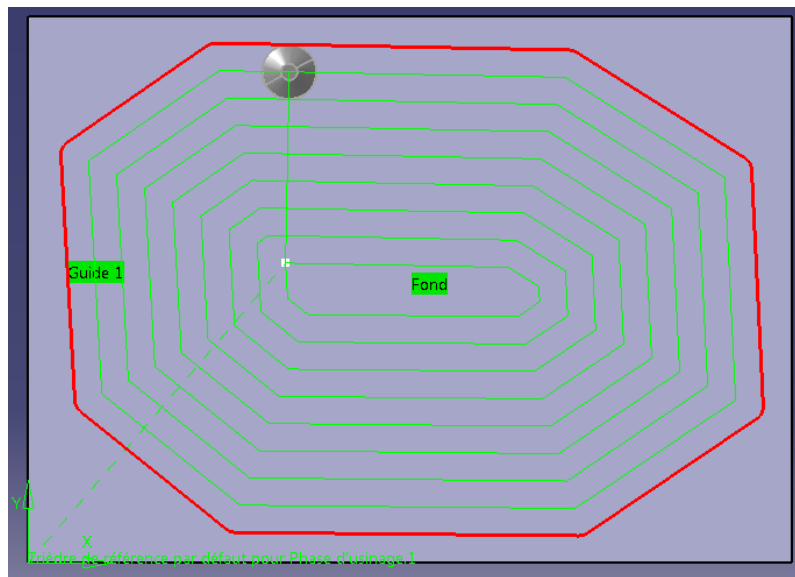


Figure 3.14 : Usinage de la poche en O extraite d'une pièce industrielle

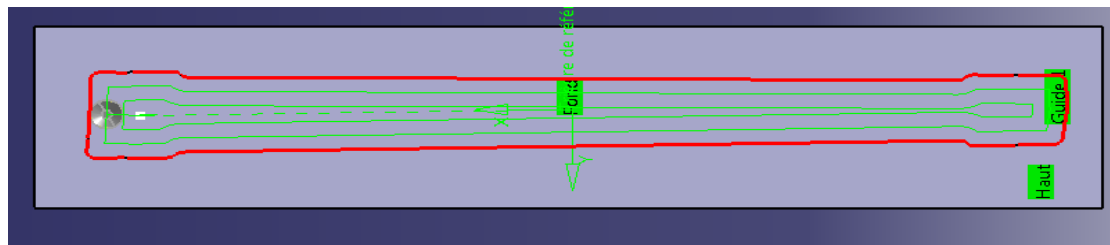



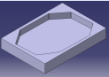




Figure 3.15 : Usinage de la poche en I extraite d'une pièce industrielle

Le Tableau 3.7 suivant donne les résultats pour la seconde estimation.

Forme	U	Z	O	O indus	I	I indus
						
Aire mm ²	70200	63820	70686	249646	28800	175155
Périmètre mm	1740	1598	942	1862	820	3125
Long centrale mm	690	619	200	471	230	1283
largeur mm	90	90	300	444	90	106,4
Diamètre mm	50	50	50	50	50	50
Vf mm/min	2864	2864	2864	2864	2864	2864
Ar mm	17,50	17,50	25,00	25,00	17,50	17,50

Nbp rad.	2	2	5	8	2	2
Temps FAO s	60	53	49,65	183	23	120
nb passes estimé	2,14	2,14	6,00	8,88	2,14	2,61
temps initial s	50,91	46,45	59,81	195,50	22,00	92,35
temps inter. s	54,54	49,76	59,81	217,01	23,57	120,58
aire usinée mm²	58613	53554	71375	258963	25838	124160
temps final s	54,54	49,76	47,85	192,57	23,57	120,58
rapport	1,10	1,07	1,04	0,95	0,98	1,00
Rapport avec estimateur V/Q	0,71	0,69	0,84	0,87	0,39	0,57

Tableau 3.7 : Estimation du temps pour différents cas

Pour ces applications industrielles indépendantes des premiers cas traités, il apparaît que le second estimateur est assez précis. L'erreur est inférieure à 10 %. Il semble que la réduction de cette erreur passera par une modélisation géométrique plus précise de la poche. Pour ces cas d'application, l'estimateur volume / débit (V/Q) n'est pas satisfaisant.

3.4 Prise en compte du comportement cinématique de la machine

La prise en compte du comportement cinématique des machines est particulièrement complexe à mettre en œuvre dans le cas d'optimisation d'une gamme de fabrication. En effet, il repose sur un modèle cinématique de la machine de complétude variable permettant de décrire l'ensemble des lois cinématiques régissant le comportement de la machine [Terrier et al., 2004] [Pateloup, 2005] [Beudaert et al., 2012]. La complétude des modèles les rendent très complexes et très spécifiques à un couple machine / commande numérique donné, ce qui altère la performance de la démarche d'optimisation de gammes au niveau de sa généralisation et de son temps de calcul. Dans le cadre d'une optimisation de gammes d'usinage, il est nécessaire d'élaborer un modèle simple permettant de quantifier l'augmentation du temps d'usinage due aux ralentissements « cinématiques » de la machine. Pour cela, il faut :

- Identifier les zones de ralentissements géométriques ;

- Estimer l'augmentation de temps d'usinage.

Dans un premier temps, nous considérons que les zones de ralentissements sont situées au niveau des changements de direction et sont modélisées par deux paramètres : le nombre de coins du contour et la valeur de leur rayon. Connaissant la valeur de l'accélération des axes X et Y de la machine, il est possible d'estimer la vitesse de passage des rayons et par conséquent le temps d'usinage via la formule suivante [Pateloup et al., 2004], où tu désigne le temps d'usinage, V la vitesse d'avance instantanée, a l'accélération et R la valeur du rayon :

$$V = \sqrt{aR} \quad (3.14)$$

$$tu = \pi R / 2\sqrt{aR} \quad (3.15)$$

Par rapport à une vitesse V_{ref} donnée, la perte de temps pour Nbc coin est donc égale à :

$$\Delta T = Nbc \frac{\pi R}{2} (V_{ref} - \min(V_{ref}, V)) \quad (3.16)$$

L'identification du modèle passe par la conduite d'une campagne expérimentale dédiée à la machine utilisée.

D'un point de vue macroscopique, il est possible de prendre en compte le comportement cinématique de la machine sous la forme d'un correcteur dépendant de la vitesse et de la forme de la poche. Une campagne expérimentale est mise en œuvre pour les vitesses F2000, F6000 et F10000 sur la machine Créno UGV 5 axes du Centre de Transfert de Technologie de l'IFMA dans le cas de l'usinage des poches U, Z, O, L et I présentées précédemment, avec 2, 4 et 6 passes, les résultats sont présentés dans le Tableau 3.8.

U	R2	R4	R6	moyenne	Z	R2	R4	R6	moyenne
F2000	1,09	1,05	1,05	1,06	F2000	1,05	1,03	1,02	1,04
F6000	1,29	1,19	1,19	1,22	F6000	1,16	1,11	1,08	1,12
F10000	1,56	1,40	1,41	1,45	F10000	1,32	1,24	1,19	1,25
O	R2	R4	R6	moyenne	L	R2	R4	R6	moyenne
F2000	1,13	1,08	1,06	1,09	F2000	1,11	1,06	1,04	1,07
F6000	1,35	1,22	1,17	1,25	F6000	1,25	1,09	1,17	1,17
F10000	1,65	1,45	1,36	1,49	F10000	1,62	1,41	1,37	1,46

I	R2	R4	R6	moyenne
F2000	1,03	1,02	1,01	1,02
F6000	1,10	1,05	1,04	1,06
F10000	1,17	1,11	1,09	1,12

Tableau 3.8 : Coefficients correcteur d'estimation de temps d'usinage

Les facteurs principaux sont la forme de la poche et la vitesse programmée conformément à l'état de l'art. Il est donc possible de proposer un facteur de correction pour chaque configuration.

4 Modélisation de la déformation

La modélisation du comportement mécanique de la pièce est traitée par la suite grâce aux développements informatiques développés sous FORGE® par le CEMEF. L'objectif est de prédire le comportement avant usinage en fonction des différents paramètres de la gamme comme le bridage ou la stratégie retenue. La simulation permet d'obtenir une cartographie des déformations engendrées sur la pièce suite au retour à l'équilibre des contraintes. De plus, la méthodologie par retrait de matière des volumes usinés permet d'obtenir les défauts d'épaisseur des différentes surfaces induites par les déplacements de la pièce durant l'usinage ou la déformation induite entre plusieurs posages. Ces deux indicateurs sont fondamentaux pour la modélisation de la déformation lors de l'optimisation de la gamme. Ils ont été validés par l'ensemble des campagnes expérimentales, le critère d'épaisseur est présenté sur la Figure 3.16.

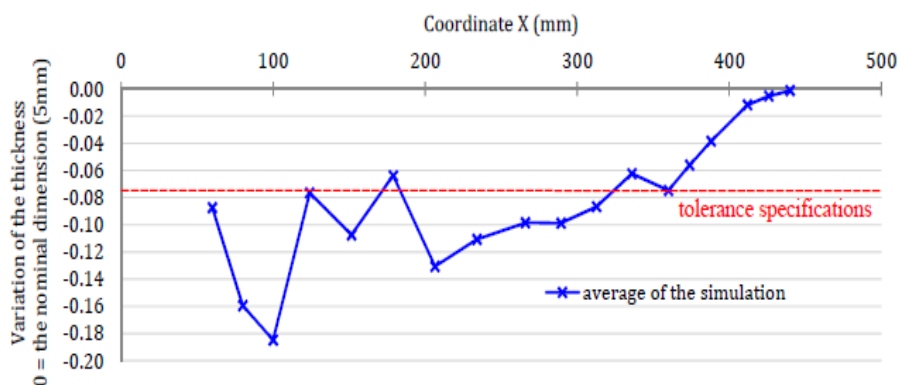


Figure 3.16 : Défauts d'épaisseurs au sein de la pièce.

Pour intégrer ces indicateurs dans un processus d'optimisation de gammes, il suffit d'appliquer le relâchement de contraintes pour estimer la déformation, mais il est nécessaire de simuler l'enlèvement de matière pour estimer les épaisseurs. Le processus d'optimisation peut débuter par l'optimisation de l'offset, puis par l'optimisation du bridage et de la stratégie. Il est donc possible de réduire les temps de calcul en sortant les optimisations de l'offset et du bridage de la boucle d'évaluation, car elles sont communes à toutes les gammes.

5 Modélisation du recyclage

Dans le cadre du projet OFELIA, il apparaît que le recyclage des copeaux présente une dimension économique significative dans le processus. Il existe une relation entre la productivité de l'usinage et la qualité du recyclage via les conditions de coupe. En effet, les conditions de coupe influent directement sur le temps d'usinage d'une part et produisent d'autre part des copeaux ayant des géométries différentes dont la performance de recyclage varie, car la géométrie du copeau induit une oxydation plus ou moins importante du copeau et par conséquent une perte plus ou moins importante en éléments d'addition dont le lithium. Prendre en compte la performance économique du recyclage dans une approche globale nécessite de répondre aux questions suivantes :

- Qu'est-ce qu'un recyclage performant ? Comment le modéliser ?
- Quels sont les phénomènes physico-chimiques induisant une perte de performance ?
- Quelle est l'influence de la forme du copeau sur l'apparition de ces phénomènes ?
- Comment établir une relation entre la forme du copeau et les conditions de coupe ?

Le problème consiste donc à définir un indicateur permettant d'évaluer la performance de recyclage en fonction des conditions de coupe. Cet indicateur est complexe, car il repose à la fois sur des considérations économiques liées au coût de recyclage et technologiques liées à la qualité du recyclage, c'est-à-dire à la minimisation de la perte de lithium liée à l'oxydation. Cet indicateur a été développé par l'équipe dans le cadre du projet OFELIA en interaction étroite avec l'équipe de recherche SPIN de l'Ecole des Mines de Saint Etienne.

L'indicateur économique évalue le coût de recyclage, c'est-à-dire le coût de l'ensemble des opérations de lavage et de fusion pour une tonne de matière refondue. Les conditions de coupe influent directement sur le foisonnement des copeaux et donc sur le rapport entre le volume de copeaux et la masse. Ainsi, l'indicateur économique est le produit de trois facteurs :

- cadence de recyclage du tas de copeaux [kg/h], lié au foisonnement du copeau ;
- taux de masse conservée (après perte au feu et Oxydation) [%] ;

- présence d'eau ou d'huile avec le copeau, nécessitant de laver et sécher les copeaux.

D'un point de vue métallurgique, le problème principal se situe au niveau de l'oxydation du lithium durant la fusion qui complique le processus et en augmente le coût. Nos travaux montrent qu'un des facteurs principaux d'oxydation se situe au niveau de la morphologie et de l'état de surface des copeaux, puisque l'oxydation se passe via les surfaces extérieures du copeau. La Figure 3.17 présente la morphologie des copeaux en fonction des conditions de coupe.

Segmentation pour l'outil de référence : Mitsubishi D50 / Plaquette : XDGX 227016 PDFR-GL TF15.				
Engagement radial et mode de lubrification : ar ≤ D/2 Emulsion				
	Vc ≤ 500 m/min	500 m/min < Vc ≤ 1000 m/min	1000 m/min < Vc ≤ 1500 m/min	1500 m/min < Vc
fz ≤ 0,1 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,1 mm/dt < fz ≤ 0,2 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,2 mm/dt < fz ≤ 0,3 mm/dt	Intermédiaire	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté
0,3 mm/dt < fz ≤ 0,4 mm/dt	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté	Segmenté
0,4 mm/dt < fz	Segmenté	Segmenté	Segmenté	Segmenté
Engagement radial et mode de lubrification : ar ≤ D/2 Sec / Micro-pulvérisation				
	Vc ≤ 500 m/min	500 m/min < Vc ≤ 1000 m/min	1000 m/min < Vc ≤ 1500 m/min	1500 m/min < Vc
fz ≤ 0,1 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,1 mm/dt < fz ≤ 0,2 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,2 mm/dt < fz ≤ 0,3 mm/dt	Continu	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté
0,3 mm/dt < fz ≤ 0,4 mm/dt	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté	Segmenté
0,4 mm/dt < fz	Segmenté	Segmenté	Segmenté	Segmenté
Engagement radial et mode de lubrification : ar > D/2 Emulsion				
	Vc ≤ 500 m/min	500 m/min < Vc ≤ 1000 m/min	1000 m/min < Vc ≤ 1500 m/min	1500 m/min < Vc
fz ≤ 0,1 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,1 mm/dt < fz ≤ 0,2 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,2 mm/dt < fz ≤ 0,3 mm/dt	Intermédiaire	Intermédiaire	Intermédiaire	Segmenté
0,3 mm/dt < fz ≤ 0,4 mm/dt	Intermédiaire	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté
0,4 mm/dt < fz	Segmenté	Segmenté	Segmenté	Segmenté
Engagement radial et mode de lubrification : ar > D/2 Sec / Micro-pulvérisation				
	Vc ≤ 500 m/min	500 m/min < Vc ≤ 1000 m/min	1000 m/min < Vc ≤ 1500 m/min	1500 m/min < Vc
fz ≤ 0,1 mm/dt	Continu	Continu	Intermédiaire	Segmenté
0,1 mm/dt < fz ≤ 0,2 mm/dt	Continu	Intermédiaire	Intermédiaire	Segmenté
0,2 mm/dt < fz ≤ 0,3 mm/dt	Intermédiaire	Intermédiaire	Intermédiaire	Segmenté
0,3 mm/dt < fz ≤ 0,4 mm/dt	Intermédiaire	Segmenté	Segmenté	Segmenté
0,4 mm/dt < fz	Segmenté	Segmenté	Segmenté	Segmenté

Figure 3.17 : Segmentation des copeaux

Les travaux illustrés sur la Figure 3.18 montrent que l'épaisseur du copeau et donc l'avance à la dent est le principal facteur d'oxydation. Plus l'épaisseur du copeau est grande pour un volume donné et moins l'oxydation est importante. Une étude plus détaillée passe par une étude morphologique plus précise du copeau en fonction des conditions de coupe. Vincent Wagner, assisté d'Arnaud Vissio et de Pierre Jambin, établit différents paramètres morphologiques comme la longueur et la hauteur du copeau, l'épaisseur, le volume, ou la densité du tas de copeaux selon l'outil et les conditions de coupe données. Le volume de copeau est le produit de la longueur du copeau par l'épaisseur du copeau.

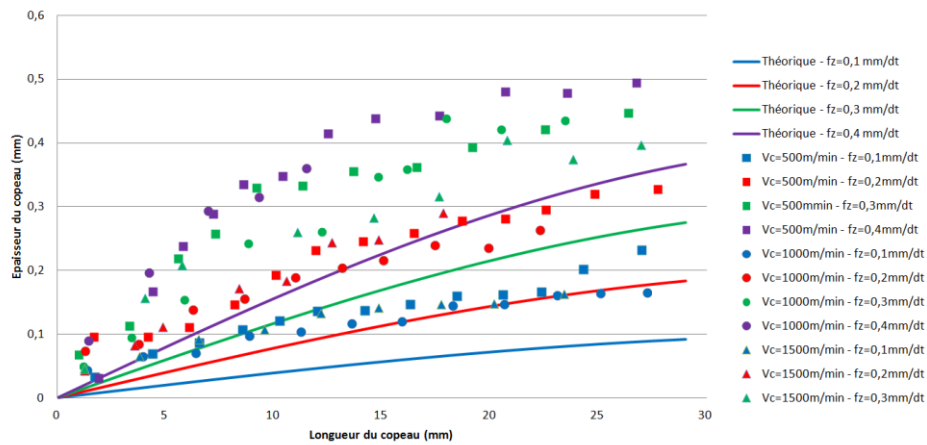


Figure 3.18 : Évolution de l'épaisseur du copeau

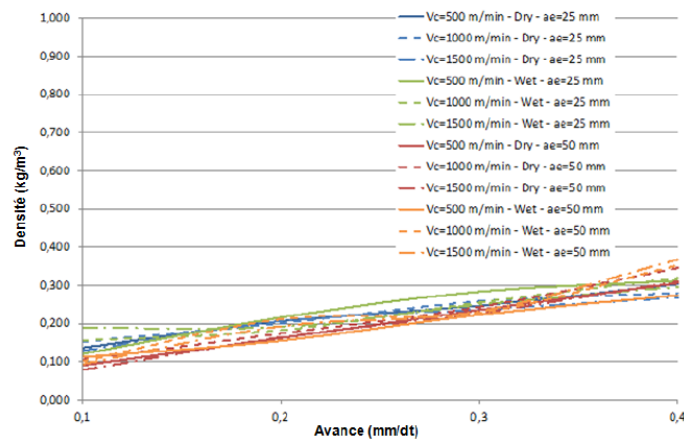


Figure 3.19 : Densité du tas de copeaux

Comme le montre la Figure 3.19, la segmentation du copeau joue un rôle ambivalent dans l'oxydation, car elle permet d'augmenter la densité du tas de copeaux qui limite l'oxydation, mais augmente la surface mouillée pour chaque copeau qui augmente l'oxydation.

L'état de surface joue aussi un rôle significatif, car il augmente la surface de contact et donc l'oxydation. Pour modéliser cet état, un coefficient d'augmentation de surface est défini variant de 1.3 pour un copeau continu, à 1.5 pour un copeau intermédiaire et à 2.5 pour un copeau segmenté. Il est appliqué à la surface apparente du copeau calculée à partir des conditions de coupe et des analyses de copeaux usinés. Il est alors possible de classer les copeaux selon ces critères et de proposer un critère qualitatif de performance (Figure 3.20).

Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) ≤ 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) ≤ 65 % Copeau Lubrifié	Copeau de très mauvaise qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) > 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) ≤ 65 % Copeau Lubrifié	Copeau de mauvaise qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) ≤ 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) > 65 % Copeau Lubrifié	Copeau de mauvaise qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) > 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) > 65 % Copeau Lubrifié	Copeau de moyenne qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) ≤ 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) ≤ 65 % Copeau Sec	Copeau de moyenne qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) > 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) ≤ 65 % Copeau Sec	Copeau de bonne qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) ≤ 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) > 65 % Copeau Sec	Copeau de bonne qualité
Cadence de recyclage du tas de copeaux (kg/h) > 95 kg/h Taux de masse conservée après PAF et Oxydation (%) > 65 % Copeau Sec	Copeau de très bonne qualité

Figure 3.20 : Classification de la qualité des copeaux

6 Modèle complet

Nos travaux ont ainsi permis de proposer trois critères d'optimisation des gammes. Nous proposons un critère quantitatif de temps d'usinage et deux critères qualitatifs de déformation de pièces et de qualité des copeaux. Le critère de temps d'usinage est calculé à partir de quelques informations géométriques décrivant la poche.

Dans la définition du modèle complet, l'ensemble de ces critères peut être regroupé dans deux catégories distinctes qui ne présentent pas d'influence entre elles. D'un côté le bridage retenu ou la stratégie d'évidement présentent un impact direct sur les deux critères de déformation où sur le temps d'usinage. De l'autre, les conditions de coupe influent sur la qualité des copeaux et sur le temps d'usinage. L'optimisation de l'ensemble du modèle ne peut donc pas passer par une optimisation individuelle de chacun des paramètres, mais bien par une optimisation globale. Il n'est pas possible de proposer actuellement un macro-critère quantitatif de performance. Il est donc nécessaire de proposer à l'avenir une méthode d'évaluation multi-critères de type AHP. L'avantage de cette méthode est de pouvoir proposer des coefficients pondérateurs pour chacun des paramètres, ce qui permet au gammiste de faire le choix sur le paramètre qu'il souhaite optimiser en fonction des contraintes ateliers ou du marché. Mais il est aussi possible de proposer une solution alternative en considérant les deux critères qualitatifs comme des contraintes et non des objectifs.

7 Stratégie d'optimisation

7.1 Optimisation du temps d'usinage

Nous formulons l'hypothèse suivante pour optimiser le temps d'usinage : « *pour un outil donné, la minimisation du temps d'usinage est atteinte lorsque le débit moyen est maximal* ».

Cela sous-entend deux remarques importantes. La première concerne la notion de débit moyen. Généralement les conditions de coupe sont choisies pour atteindre ou ne pas dépasser une puissance maximale, soit un débit maximal. Or le temps d'usinage est fonction de l'intégrale du débit instantané le long du trajet d'usinage. La forme de la pièce et donc le parcours d'usinage engendrent nécessairement des variations de conditions de coupe. Ainsi, choisir des outils et des conditions en fonction du débit maximal n'est pas suffisant pour atteindre l'optimal. La maximisation du débit passe par un ajustement des conditions d'usinage tout au long du parcours.

La seconde remarque concerne la gamme d'usinage. L'optimisation outil par outil ne permet pas une optimisation globale de l'usinage. En effet, les outils et les conditions d'usinage d'une opération impactent l'opération suivante, opération après opération. Dans ce cas, la prise en compte des trajectoires de reprise suppose de proposer un modèle cinématique adapté de la machine. Ainsi, pour usiner une poche, il peut être préférable (ou non) d'usiner l'ensemble de la poche avec un seul outil de diamètre réduit plutôt qu'ébaucher avec une fraise de diamètre important et de reprendre avec une fraise de plus faible dimension. Pour prendre la décision, il faut simuler l'usinage dans les deux configurations, ce qui est particulièrement coûteux.

7.2 Maximiser le débit copeau moyen

Le débit copeau Q instantané suit la relation classique suivante :

$$Q = a_p a_r V_f \quad (3.17)$$

Pour une vitesse de coupe donnée, le débit copeau est fonction de la profondeur de passe a_p , de l'engagement radial a_r et de l'avance à la dent f_z , à vitesse de coupe V_c fixée. Il existe donc un volume de paramètres (a_p, a_r, f_z) permettant d'atteindre le débit instantané visé. Mais les conditions d'usinage et la géométrie de la poche induisent des contraintes limitant ce volume et rendent l'identification des paramètres optimaux difficiles.

Dans le cas de l'usinage de pièces de structure en aluminium, nous considérons que l'usure a peu d'impact sur le processus. Par conséquent, l'influence de la vitesse de coupe sur l'usure est supposée nulle, ce qui libère une contrainte. Dans le cas contraire, il faudrait prendre en compte une loi d'usure comme la loi de Taylor pour ajouter une contrainte supplémentaire sur le choix de la vitesse de coupe.

La première contrainte permettant de restreindre le volume de solutions est imposée par l'outil et par le diagramme brise-copeaux. La profondeur de passe et l'avance à la dent choisies doivent se situer dans le diagramme brise-copeaux supposé rectangulaire. Ainsi :

$$a_{pmin} \leq a_p \leq a_{pmax} \quad (3.18)$$

$$f_{zmin} \leq f_z \leq f_{zmax} \quad (3.19)$$

Selon les usages, l'engagement radial peut être limité ou non. Le cas particulier de l'engagement radial à 100 % du diamètre de la fraise peut être particulièrement problématique dans le cas de l'usinage de matériaux dur, ce qui n'est pas le cas ici. Ainsi, nous posons :

$$0 \leq a_r \leq D \quad (3.20)$$

Selon la formule de calcul du débit, une réduction de la profondeur de passe impose une augmentation de la vitesse d'avance et donc de l'avance à la dent, pour un débit visé. Mais cette augmentation est limitée par le diagramme brise-copeau. Ainsi, le débit maximal ne peut pas être atteint pour une faible profondeur de passe, car l'avance à la dent induite est supérieure à la limite maximale autorisée par le diagramme brise-copeau, lorsque des puissances importantes (70 – 100 kW) sont recherchées. Cette analyse peut aussi s'appliquer à des conditions d'usinage usuelles.

La deuxième contrainte concerne la puissance de la machine. En effet, comme le montre la Figure 3.21, les électro-broches présentent une courbe de puissance sur laquelle on peut identifier une zone à couple maximal et une zone à puissance maximale située dans les hauts régimes.

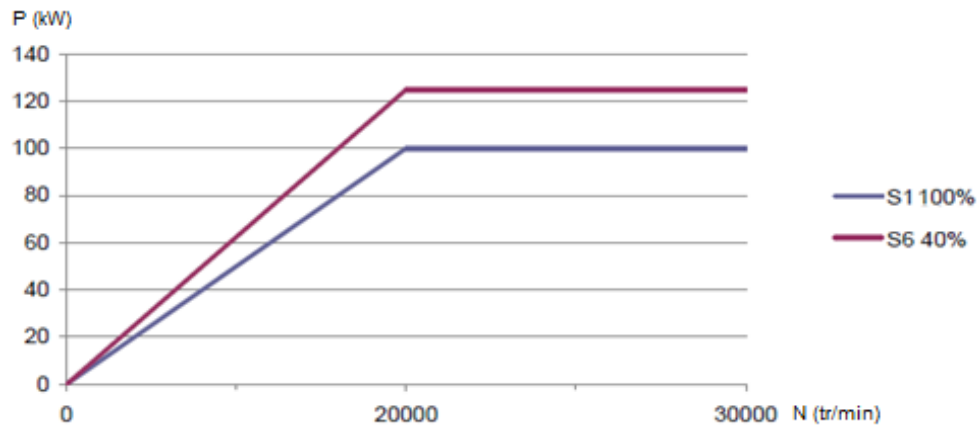


Figure 3.21 : Courbe puissance en fonction de la vitesse de rotation

Dans notre cas, il convient d'utiliser un régime moteur permettant d'obtenir une puissance maximale, pour engendrer un débit maximal. Ainsi, la fréquence de rotation et par conséquent la vitesse de coupe sont situées dans une plage liée à la broche. La recherche de la puissance maximale limite par conséquent les dimensions des outils. Pour une vitesse de coupe donnée, un diamètre d'outil trop important engendre une fréquence de rotation trop faible qui pointe dans la zone à couple maximal. De même, un diamètre d'outil trop faible engendre une fréquence de rotation trop importante qui doit être relimitée au risque de ne pas atteindre le débit copeau maximal.

La géométrie de la pièce influe aussi sur le débit copeaux. En effet, pour une poche, le nombre de passes axiales et de passes radiales sont nécessairement des nombres entiers. Ainsi, la profondeur de passe est nécessairement égale au rapport entre la hauteur de la poche et un nombre entier. Il en est de même pour la profondeur de passe radiale.

L'adéquation entre les profondeurs de passe possibles et le diagramme brise-copeau peut engendrer des pertes de débit et donc de productivité. En effet, selon la profondeur de passe retenue, l'usinage peut nécessiter l'ajout d'une passe ayant une profondeur de passe réduite. Or, pour atteindre le débit copeau visé, cette profondeur réduite impose d'augmenter l'avance à la dent jusqu'à atteindre la limite supérieure du diagramme brise copeaux.

7.3 Sélection des conditions de coupe optimales

Dans le cadre des contraintes imposées par le projet OFELIA, nous proposons le processus d'optimisation suivant :

- Sélection d'un outil dans la gamme utilisable ;
- Recherche de la vitesse de coupe permettant d'obtenir une fréquence de rotation adaptée à la plage de puissance maximale ;

- Identification du débit copeau maximal autorisé ;
- Définition de la plage de variation des conditions de coupe (a_p , a_r , f_z) ;
- Calcul de la profondeur de passe a_p ; en fonction de la hauteur de la poche, sélection de la plus grande profondeur qui induit un nombre entier de passes ; validation de la condition dans son domaine de fonctionnement ;
- Calcul de l'engagement radial a_r en fonction du diamètre outil et de la configuration d'usinage. L'engagement radial est calculé pour minimiser le nombre de passes radiale et obtenir un engagement identique à chaque passe ; la valeur calculée est validée dans son domaine de fonctionnement ;
- Calcul de l'avance à la dent pour atteindre le débit copeau maximal autorisé. La valeur calculée est validée dans son domaine de fonctionnement.

Dans ce processus, nous estimons que la réduction du nombre de passes radiales et axiales est nécessairement un facteur de gain du processus en limitant le nombre de retours et de plongées ou d'engagements dans la matière.

L'originalité de ce processus se situe au niveau de l'adaptation des conditions de coupe poche par poche en fonction de la géométrie de l'opération à réaliser. On modifie les profondeurs de passe radiales et axiales tout en adaptant systématiquement l'avance à la dent dans son domaine de fonctionnement afin de garantir le niveau de débit copeau attendu. Plus la profondeur de passe axiale et la profondeur de passe radiale sont faibles et plus on doit maximiser l'avance à la dent pour garantir le débit attendu.

Pour chaque cas, si le calcul produit une condition de coupe hors du domaine de fonctionnement, la condition est bornée à la valeur maximale du domaine, ce qui induit une perte de débit, de puissance et de productivité.

Ce processus linéaire permet de proposer des conditions de coupe optimales en trois calculs. Il n'est pas nécessaire de procéder à un processus d'optimisation. On peut se demander si la procédure proposée aboutit bien à des conditions de coupe optimales. La réponse est affirmative, car les conditions calculées produisent le débit maximal attendu tout en minimisant le nombre de trajets hors matière.

7.4 Processus de sélection des outils

Pour une opération donnée, le processus de sélection des outils passe par l'évaluation itérative de tous les outils, via l'estimation du temps d'usinage et / ou du coût d'usinage incluant le coût unitaire de l'outil.

7.5 Optimisation de gammes de fabrication

Pour optimiser une gamme, il est nécessaire de décrire la suite ordonnée des opérations élémentaires nécessaires à l'usinage de l'entité ou de l'ensemble d'entités. L'usinage d'une poche peut être décrit sous la forme de sept opérations élémentaires allant de la première ouverture de la poche à la finition des murs et du fond :

- Op1 : Ébauche Ouverture
- Op2 : Ébauche Reprise
- Op3 : Demi finition des murs
- Op4 : Demi finition du fond
- Op5 : finition des murs
- Op6 : finition du fond
- Op7 : Reprise des congés

L'opération 7 de reprise des congés peut se situer à la fin du processus dans le cas d'un usinage visant uniquement à ébaucher la pièce, ou bien avant les opérations de finition dans le cas de l'obtention d'une pièce finie.

Il faut noter que les opérations ne sont pas indépendantes les unes des autres. Chacune hérite de l'opération précédente au niveau de la géométrie de la zone à usiner. Il n'est donc pas possible d'optimiser les opérations indépendamment les unes des autres.

Dans un processus d'optimisation, il est possible de supprimer certaines opérations de cette gamme enveloppe avant de lancer le calcul. La combinatoire complète est calculée pour chaque opération en couvrant l'ensemble des outils disponibles. Pour chaque configuration testée, les conditions de coupe sont calculées et le temps d'usinage est estimé. Ainsi pour une poche, le nombre de tests varie entre 2187 cas et 78125 cas, suivant que l'on propose 3 ou 5 outils possibles par opération. Ces nombres relativement faibles autorisent un traitement systématique de tous les cas.

8 Prise de décision multi-critères

Nos travaux ont ainsi permis de proposer trois critères d'optimisation des gammes. Nous proposons un critère quantitatif de temps d'usinage et deux critères qualitatifs de déformation de pièces et de qualité des copeaux. Le critère de temps d'usinage est calculé à partir de quelques informations géométriques décrivant la poche.

Il n'est pas possible de proposer actuellement un macro critère quantitatif de performance. Il est donc nécessaire de proposer à l'avenir une méthode d'évaluation multi-critères de type AHP. Mais il est aussi possible de proposer une solution alternative en considérant les deux critères qualitatifs comme des contraintes et non comme des objectifs. Dans ce cas, l'optimisation peut être conduite selon deux scénarii. On peut dans un premier temps, restreindre l'ensemble des gammes possibles aux gammes satisfaisant les deux critères qualitatifs et chercher la plus rapide parmi celles-ci. L'autre scénario a pour but de chercher les gammes les plus rapides et de chercher celles qui satisfont le mieux les deux critères qualitatifs. Le choix entre les différents scénarii dépend du niveau de confiance accordé aux indicateurs et de la capacité du processus à améliorer les autres indicateurs en apportant des actions correctives. Par contre, il semble que le processus ne puisse pas apporter des actions correctives pour l'indicateur de temps d'usinage, alors que cela est plus envisageable pour le critère de déformation via des opérations de redressage dont le coût est connu ou le critère de recyclage dont la formalisation et la quantification nécessitent des études supplémentaires.

9 Développements informatiques

L'objectif de ce chapitre est d'intégrer les enseignements acquis sur la définition d'une gamme d'usinage et la déformation induite lors de l'usinage pour identifier et valider une ou plusieurs filières à éco-efficience maximale. Cette intégration porte principalement sur la mise en place d'un environnement informatique commun qui permet d'intégrer les connaissances acquises et de les appliquer sur des cas industriels. L'analyse de la filière CFAO/Calcul actuelle montre que les outils de CAO et de FAO ne sont pas adaptés à l'expression rapide et efficace des gammes de fabrication et à la communication vers les logiciels de calcul tel que FORGE®. Ce chapitre met en avant le développement d'un environnement de CFAO dédié à l'expression des gammes de fabrication et à leur évaluation vis-à-vis de la performance économique du processus, du recyclage des copeaux et de la déformation des pièces. Cette maquette logiciel est la clé de voute du projet et intègre l'ensemble des résultats des autres tâches. La modélisation géométrique de la pièce, de la gamme et des états intermédiaires de la pièce sont les points clés à traiter. Avant de passer au développement du logiciel OFELIA, il est important dans un premier temps de valider certains développements méthodologiques sous l'environnement CATIA V5. Le point clef du développement dans CATIA est la reconnaissance et la caractérisation d'une entité d'usinage.

9.1 Programmation dans CATIA V5

Deux points clefs sont développés sous l'environnement de CATIA V5 à l'aide de programmes développés en Visual Basic :

- la génération automatique des états intermédiaires de la pièce ;
- la reconnaissance automatique de chaque entité.

Le calcul de la déformation d'une pièce durant l'usinage dépend du chemin qui a permis d'enlever la matière tout au long du processus. Il n'est pas possible de prédire la déformation de la pièce de façon précise à partir uniquement des géométries initiales et finales de la pièce.

Il est donc nécessaire de modéliser la suite des états intermédiaires de la pièce. Or leur création peut devenir rapidement complexe s'il n'y a pas d'automatisation. En effet, rechercher une estimation précise de la déformation globale de la pièce revient à calculer un grand nombre d'états intermédiaires, ce qui influe sur le temps de calcul.

Le problème consiste donc à définir d'un point de vue mécanique la fréquence de calcul des états intermédiaires compte tenu de la précision attendue et des ressources de calcul disponibles. D'un point de vue géométrique, il est nécessaire de proposer un modèle et une méthode de calcul qui permettent de calculer automatiquement l'état intermédiaire de la pièce dans un format interprétable par le logiciel de calcul par éléments finis.

Afin de répondre à ce besoin, nous avons dans un premier temps généré de façon automatique les différents états intermédiaires de la pièce grâce au logiciel CATIA V5 et un programme réalisé en Visual Basic. Le programme développé permet de générer le volume de matière usiné par prise de passe. Le volume généré est un parallélépipède dont la hauteur varie selon la profondeur usinée et dont la position varie selon l'ordonnancement des poches usinées. Par la suite, la soustraction entre le volume généré et le brut se fait de façon automatisée grâce au logiciel FORGE®, pour obtenir les états intermédiaires de la pièce. La littérature propose différents modèles pour la génération des états intermédiaire de la pièce lors de l'usinage, comme l'approche par retrait de matière massive, [Ma et al., 2010b] qui est retenue pour la modélisation du comportement mécanique de la pièce lors de l'usinage.

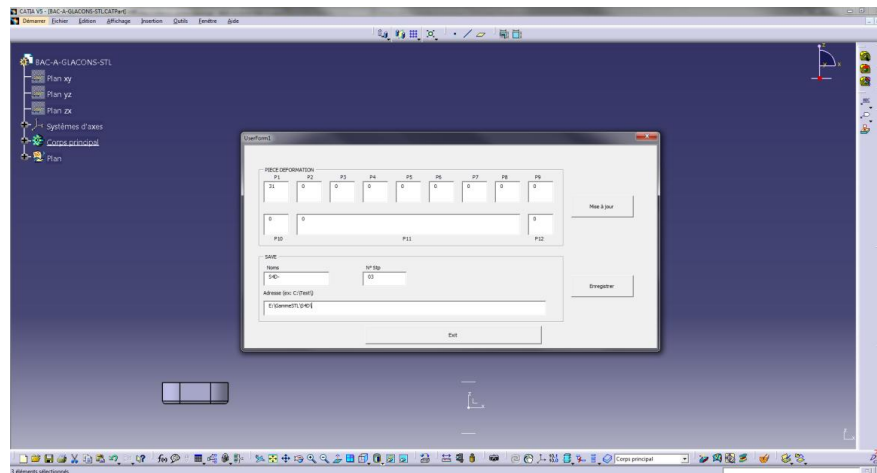


Figure 3.22 : Génération des volumes usinés

Pour la suite du projet, nous avons intégré la génération automatique des enlèvements de matière au sein du logiciel de développement de gamme OFELIA. Comme on peut l'observer sur la Figure 3.22, le volume de matière est automatiquement créé en fonction de l'entité d'usinage. La géométrie BAG 01 retenue pour les premiers essais sur la déformation induite après usinage présente des volumes usinés simples illustrés sur la Figure 3.23, le volume est identique pour l'ensemble des poches fermées et un second volume pour la poche ouverte, seule la position et l'orientation changent en fonction des entités. Connaissant pour chaque poche son volume usiné associé, la première étape est de lier pour chaque entité la position et l'orientation du volume associé. Une fois ce volume associé, on peut à partir du programme développé sous CATIA définir l'entité dont on souhaite générer le volume usiné associé. L'information complémentaire nécessaire à la génération du volume est la prise de passe axiale lors de l'usinage de l'entité, les entités présentant une profondeur de 28 mm, elles sont donc usinées en plusieurs passes. En définissant la valeur de la prise de passe axiale, le programme positionne automatiquement le volume pour correspondre à l'opération d'usinage liée. La dernière étape est de définir l'ordre de l'opération d'usinage, cette pièce est constituée de 44 retraits de matière, l'utilisateur renseigne donc en fonction de la stratégie à quel instant l'entité est usinée. Avec l'ensemble de ces informations, un fichier .STL est généré pour chaque étape et permet d'être exploité par la suite sous FORGE® pour simuler les retraits de matière.

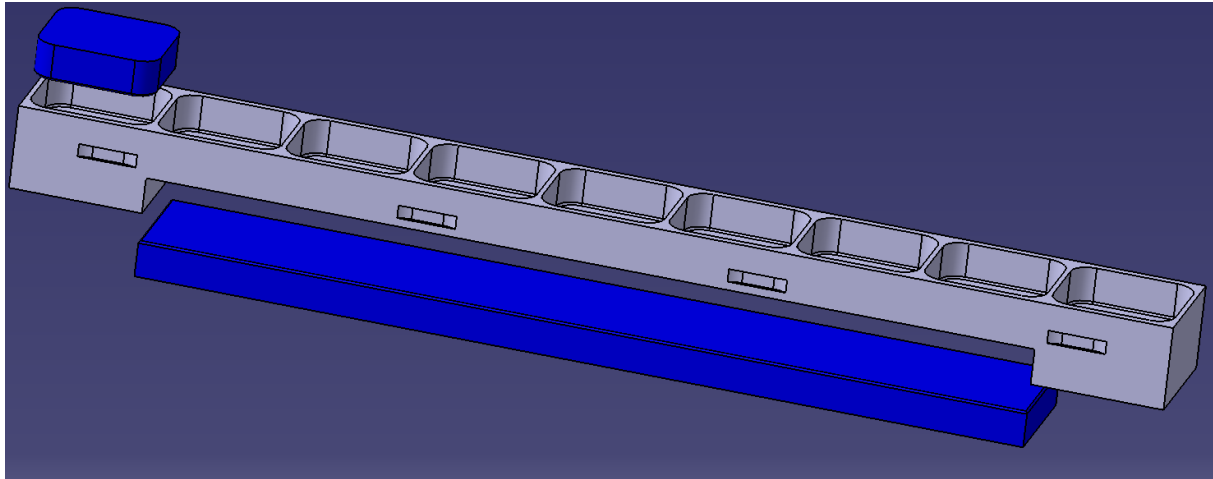


Figure 3.23 : Volumes usinés pour la géométrie BAG 01

En ce qui concerne la reconnaissance automatique des entités, le projet se positionne principalement dans le cas de l'usinage de poches. Ce qui simplifie la définition d'une entité et la caractérise par :

- son contour ;
- sa face inférieure ;
- sa face supérieure.

La modélisation d'une entité sous CATIA se présente selon trois points :

- la caractérisation des entités, qui correspond à la définition utilisée dans le logiciel OFELIA ;
- la précision de définition, qui correspond à la précision nécessaire à la reconnaissance du contour sous CATIA ;
- la reconnaissance automatique, qui permet de prendre une pièce quelconque et d'en extraire les différentes entités de façon distincte.

Dans l'environnement de CATIA V5, une fonctionnalité est présente pour la détection automatique des entités, comme le montre la Figure 3.24 [CATIA V5-6, 2015], la fonction reconnaissance globale des zones d'usinage permet de détecter automatiquement les 200 entités de la pièce de test et de les trier par type d'entités. Le cœur du problème n'est donc pas la détection des entités, car si on se réfère à la littérature de nombreuses méthodologies existent et sont pleinement fonctionnelles, mais bien de proposer une solution simple à mettre en place qui nous permet d'extraire les contours d'une entité.

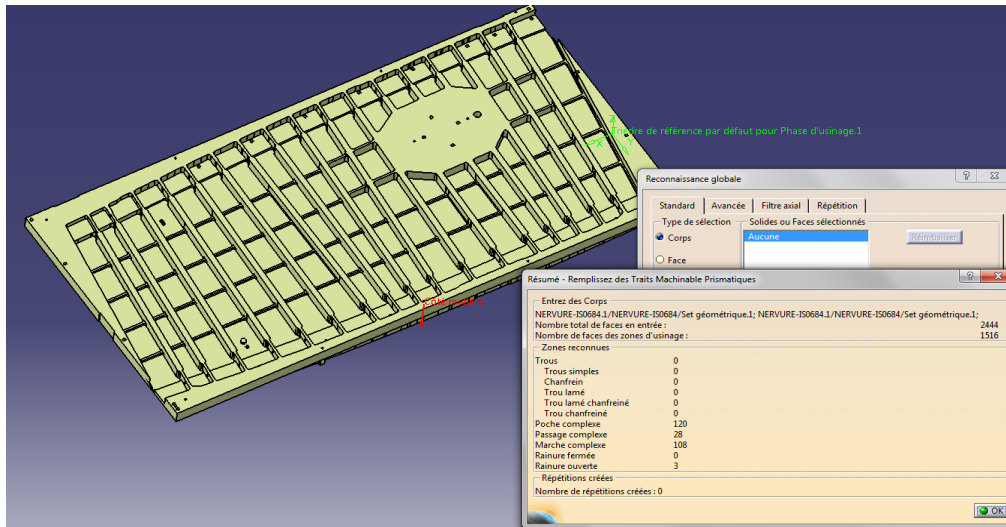


Figure 3.24 : Détection des entités sous CATIA V5

Comme le montre la Figure 3.25, l'outil de CATIA permet la détection des zones d'usinage et définit chaque entité sous la forme d'une zone d'usinage prismatique pour pouvoir par la suite être sélectionnable en fonction du procédé d'usinage retenu. Le principal problème de cet outil est qu'il n'est pas possible d'extraire le contour de chaque entité de la zone d'usinage prismatique pour générer le volume de matière usinée associé. C'est pour cela que nous avons fait le choix de retenir une méthodologie simple de détection des entités basées sur une méthode de projection de points et ainsi pouvoir accéder facilement aux différents éléments constituant une entité. L'objectif de cette approche n'est pas la détection des entités, mais de pouvoir proposer une solution facilement intégrable à un prototype industriel de génération de gammes. C'est pour cela que l'ensemble des fonctionnalités proposées se base sur des développements réalisés sur les logiciels industriels de CFAO existants.



Figure 3.25 : Définition des zones d'usinage prismatique sous CATIA V5

Il faut bien noter que la démarche diffère des travaux de la littérature sur la reconnaissance d'entité. En effet, notre objectif est de développer un outil prototype permettant de valider la chaîne numérique complète et non de proposer une solution originale au problème de la

reconnaissance d'entité. De plus, nous nous appuyons fortement sur les fonctionnalités des logiciels industriels de CFAO, dans une approche de prototypage industriel.

La méthodologie mise en place consiste à générer une grille de points sur un plan se situant au-dessus de la pièce. Une fois la grille générée, on peut projeter chaque point sur la pièce et effectuer un relevé d'altitude. Chaque entité présente des altitudes différentes qui permettent de les distinguer. Pour la détection d'une poche simple, la grille de projection se trouve à une altitude de 20 mm par rapport à la face supérieure, ainsi comme on peut l'observer sur la Figure 3.26, les points d'altitude -480 mm correspondent aux points projetés sur le coté de la pièce. Les points d'altitude -20 mm correspondent à la face supérieure de la pièce et enfin les points projetés se trouvant à une altitude de -60 mm correspondent au fond de la poche détectée.

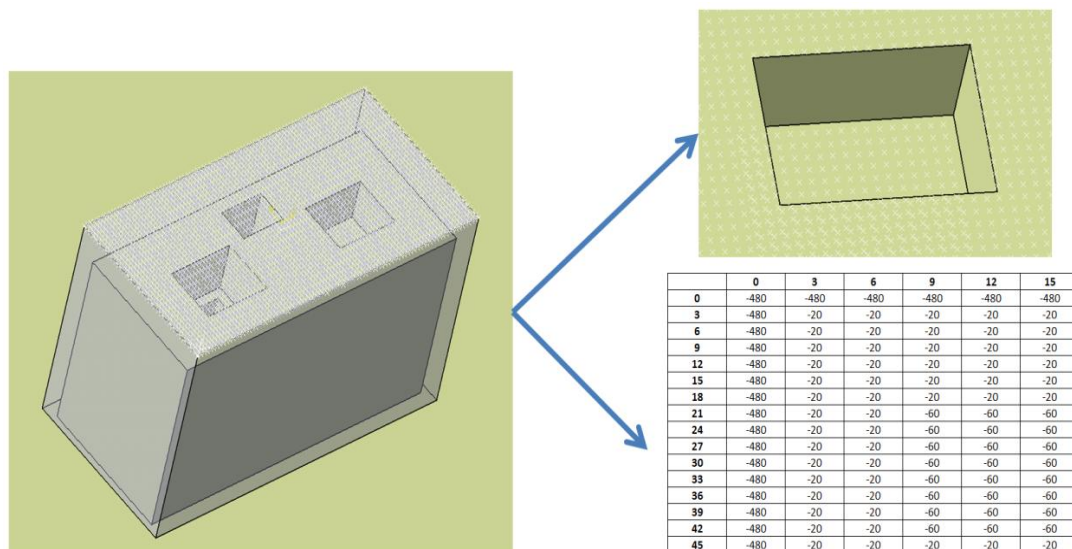


Figure 3.26 : Génération de la grille de points

À partir de l'ensemble des altitudes des différents points projetés, il est simple de mettre en place un algorithme en deux parties pour reconnaître les différentes entités :

- Dans un premier temps, les différentes entités présentant des altitudes différentes sont distinguées. Comme on peut le voir sur la Figure 3.27, chaque altitude est représentée par une couleur différente.
- La seconde étape consiste à distinguer les différentes entités présentant la même altitude, pour cela nous séparons les points qui présentent la même altitude, mais qui ne sont pas en contact ou proche, selon un critère de distance.

Le principal problème de cette méthodologie est que la précision du contour de l'entité dépend du pas de la grille. Plus le pas est réduit et plus la précision est importante, mais cela entraîne un temps de calcul beaucoup plus important.

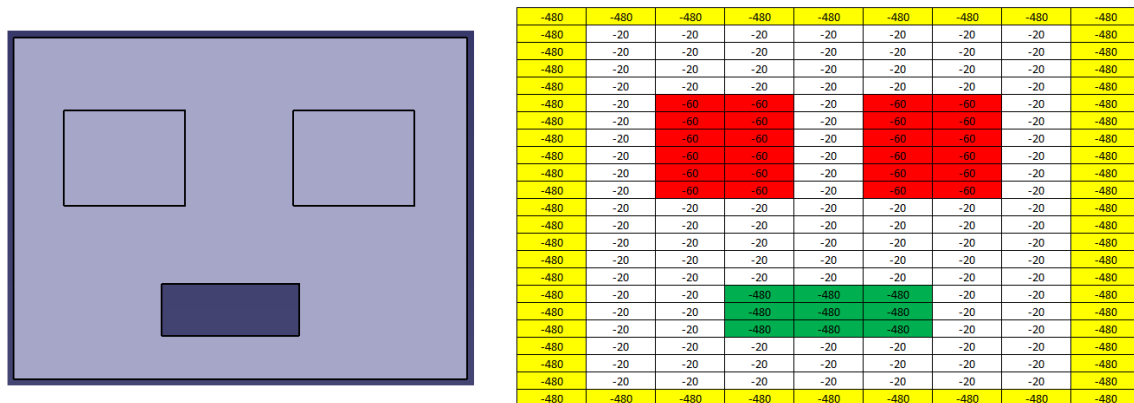


Figure 3.27 : Extraction des différentes entités

Pour éviter cela, une seconde méthodologie est mise en place en parallèle pour les entités présentant des contours fermés. Elle se décompose en deux parties :

- En fonction des différentes altitudes relevées du maillage de projection, on effectue des intersections entre la pièce et une série de plans horizontaux. La définition de l'altitude des différents plans horizontaux est obtenue à partir de la méthode de projection de point. En prenant l'ensemble des coordonnées des points projetés, on obtient les altitudes pour chaque fond de poche, cependant il faut penser à décaler ces plans en fonction des rayons se trouvant sur le fond de chaque poche. En faisant un tri de l'ensemble de ces valeurs pour supprimer les valeurs en double, on obtient chaque altitude nécessaire à la génération de ces plans. L'intersection obtenue donne l'ensemble des contours des différentes entités de la pièce.
- La seconde partie, consiste à isoler une entité, pour cela la fonctionnalité "Au plus près" de CATIA V5 est utilisée pour obtenir le contour se situant proche d'un point. Cette méthode présentée sur la Figure 3.28 permet d'avoir le contour exact d'une entité, la seule condition est de calculer un point se trouvant à l'intérieur du contour.

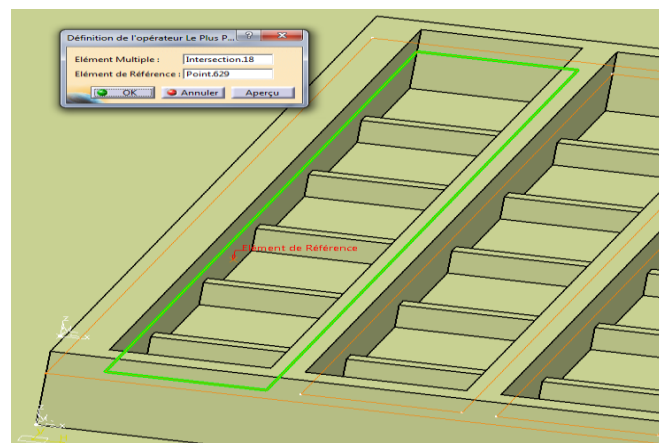


Figure 3.28 : Extraction du contour réel d'une poche

Comme on peut le voir sur la Figure 3.29, la combinaison de ces deux méthodologies permet d'obtenir quasiment l'ensemble des contours d'une pièce complexe. Les entités présentant des contours ouverts ne sont pas détectées, car la méthode d'intersection par un plan ne donne pas de résultats de calcul de contour de la pièce. En effet, une poche ouverte ne présente pas de contour sur la CAO finale de la pièce. Par la suite, nous proposons une démarche alternative pour les poches ouvertes. La nervure suivante présente plus de 200 entités reconnues par l'algorithme en moins d'une heure.

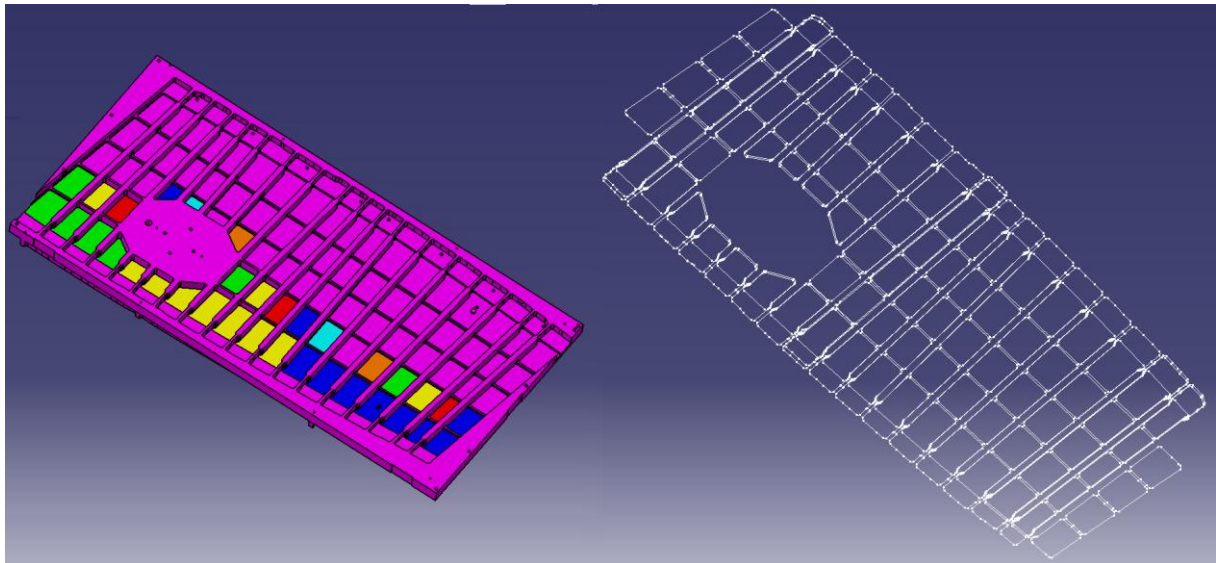


Figure 3.29 Exemple de reconnaissance automatique de contours

L'ensemble de ces développements sous CATIA V5 a permis de valider les méthodologies à développer sous le logiciel OFELIA. Mais le développement de programmes dans l'environnement Catia V5 ne permet pas d'obtenir des temps de calcul satisfaisants.

9.2 Logiciel OFELIA

Le logiciel OFELIA a pour objectif d'apporter une aide sur le développement de gammes et sur la génération des modèles CAO des états intermédiaires de la matière durant l'usinage. Pour cela, les principales fonctionnalités attendues par le modèle informatique sont :

- représenter la pièce ;
- modéliser les différents volumes de matières usinées ;
- modéliser l'état intermédiaire de la pièce ;
- exporter cet état vers une application de calcul par éléments finis.

La Figure 3.30 montre une application développée sous le logiciel Open CASCADE Technology, par un prestataire informatique selon nos spécifications. Ce logiciel open source présente un environnement dédié au développement d'application CAO et propose de

nombreux composants C++ utiles pour automatiser la modélisation des solides et l'exportation de données sous FORGE®.

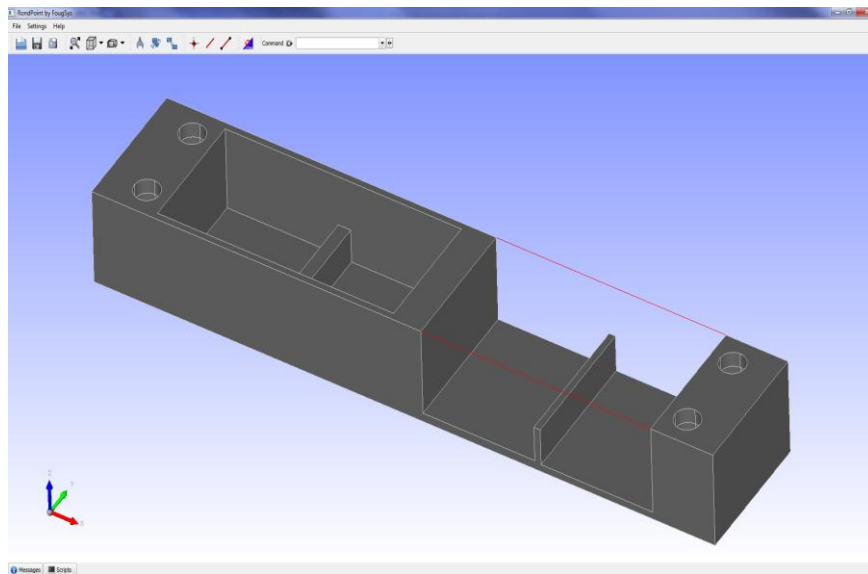


Figure 3.30 : Interface du logiciel Open CASCADE Technology

Une fois la représentation de la pièce définie sous le logiciel OFELIA, la première étape est de définir les différentes entités d'usinage. Le cadre du projet se plaçant dans l'usinage 2.5 axes de pièce, le choix est fait d'associer à chaque entité son volume usiné lors d'une opération d'usinage et sans trajet hors matière. Pour cela, on considère le volume usiné lorsque l'outil atteint une certaine altitude en Z et jusqu'à son prochain dégagement pour usiner une autre entité ou se positionner à une profondeur de passe différente au sein de la même entité. Dans notre cas d'étude, une entité est définie de la façon suivante :

- un nom, afin de pouvoir la différencier de l'ensemble des entités présent au sein d'une pièce ;
- un contour, qui correspond à une courbe qui englobe l'ensemble des surfaces latérales de l'entité ;
- une face supérieure et une face inférieure qui permettent d'obtenir le volume usiné en les combinant avec le contour de l'entité.

Une fois toutes les entités définies, l'entité peut être visualisée sous le logiciel OFELIA avec son volume usiné correspondant, comme le montre la Figure 3.31.

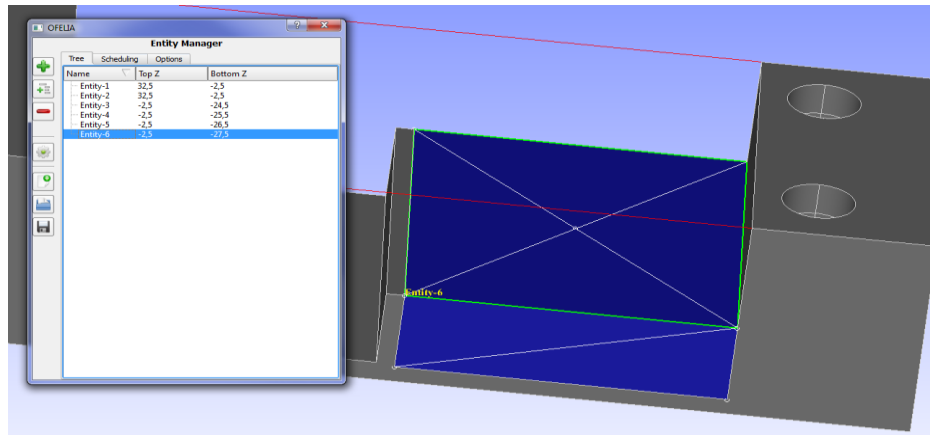


Figure 3.31 : Modélisation des différentes entités

La seconde étape illustrée sur la Figure 3.32 consiste à subdiviser les entités en sous-entités, car dans l'ensemble des cas industriels, une entité est souvent usinée en plusieurs passes. Le terme sous-entité est un abus de langage, il définit l'extraction d'un volume partiel d'usinage à partir d'une entité. Les sous-entités extraites présentent le même contour, mais les faces supérieures et inférieures évoluent en fonction de la hauteur de prise de passe.

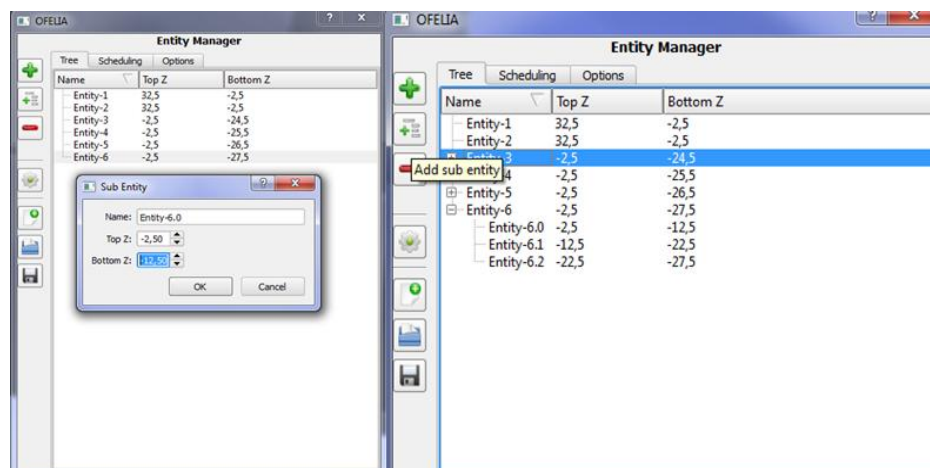


Figure 3.32 : Subdivision en sous-entités

La méthodologie de définition d'une entité étant validée, les développements effectués sous Catia V5 ont été intégrés dans le logiciel OFELIA. La méthode est la suivante :

- Dans un premier temps, comme le montre la Figure 3.33, une grille avec un ensemble de points est créée sur un plan se situant sur le dessus de la pièce. L'ensemble des points est ensuite projeté sur la pièce pour obtenir les différentes altitudes des entités constituant la pièce ;

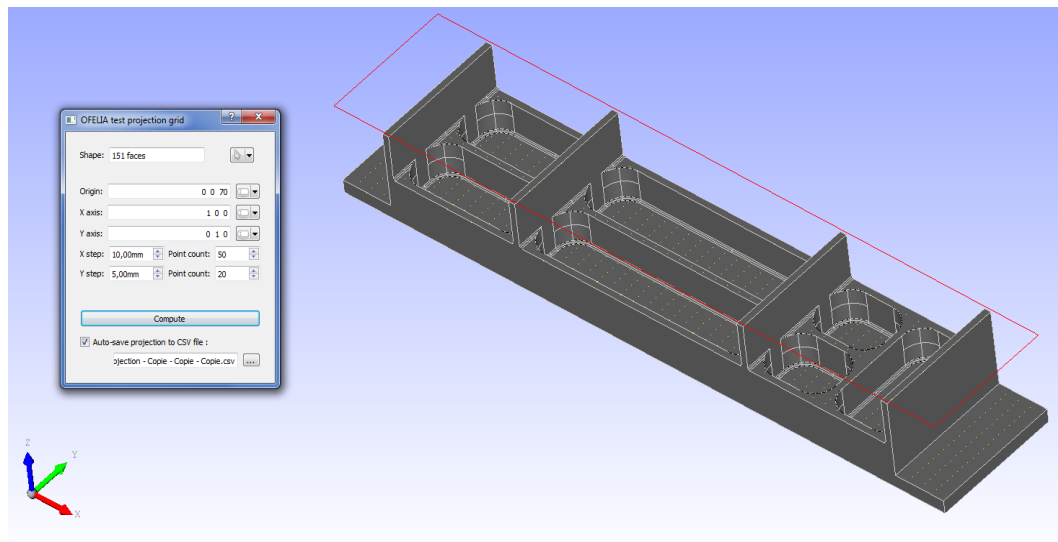


Figure 3.33 : Algorithme de projection de points

- Dans un second temps, l'ensemble des projections permet d'obtenir les altitudes pour générer les sections est ainsi obtenir l'ensemble des contours à une altitude donnée. Afin de prendre en compte les entités présentant des contours ouverts, la section est effectuée avec le volume usiné et non la géométrie finale de la pièce. La Figure 3.34 illustre la méthode d'intersection appliquée au volume usinée pour obtenir comme le montre la Figure 3.35 les contours de l'ensemble des entités.

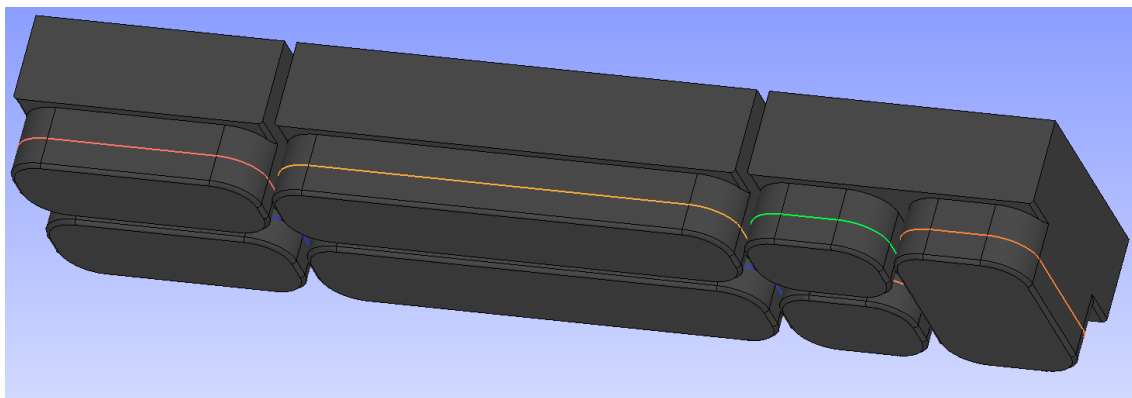


Figure 3.34 : Définition des contours à partir du volume usiné

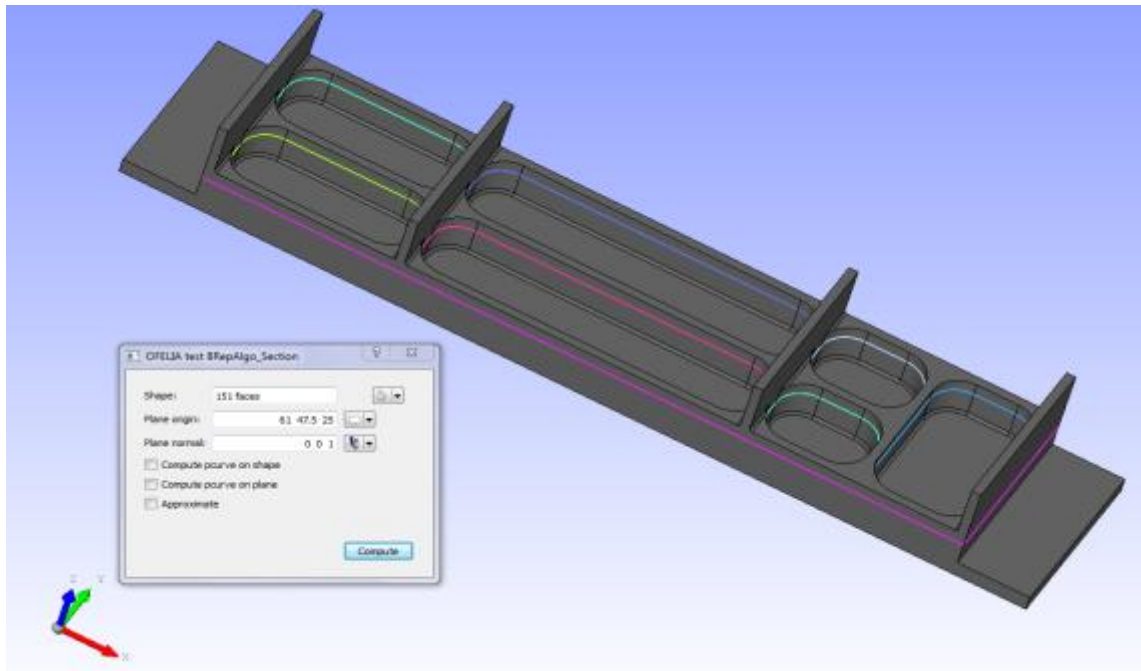


Figure 3.35 : Détection automatique des contours

Appliquée à une pièce industrielle, la méthodologie développée donne les différentes étapes nécessaires à la détection de l'ensemble des entités :

- 1^{er} étape : comme le montre la Figure 3.36, on renseigne sous le logiciel OFELIA, la géométrie finale de la pièce et son volume usiné correspondant. Le volume usiné est obtenu en effectuant une opération booléenne de retrait sous CATIA V5 entre le brut de la pièce et la CAO de la géométrie finale.

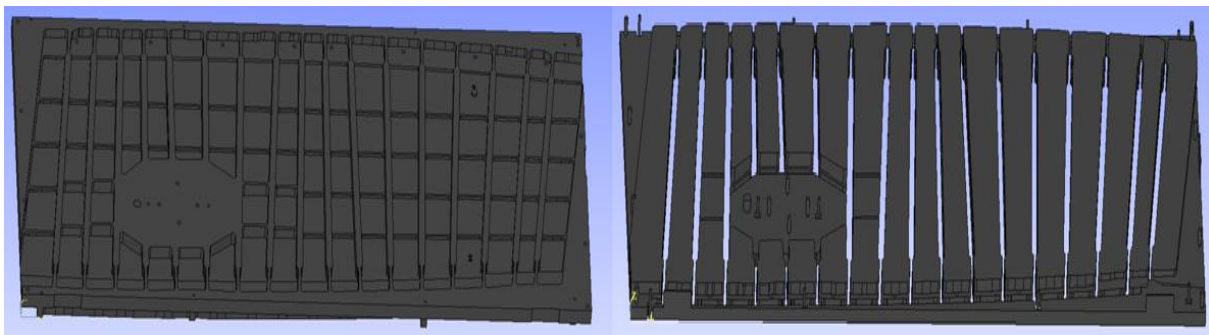


Figure 3.36 : Géométrie à usiner (gauche), Volume usiné (droite)

- 2^{ème} étape : Comme pour la génération d'un programme FAO, le repère d'usinage est défini comme le montre la Figure 3.37. Ce repère est utile pour la définition de l'ensemble des entités et des volumes usinés. Il est primordial que ce repère soit bien renseigné, afin d'avoir le bon positionnement des volumes usinés par rapport au brut.

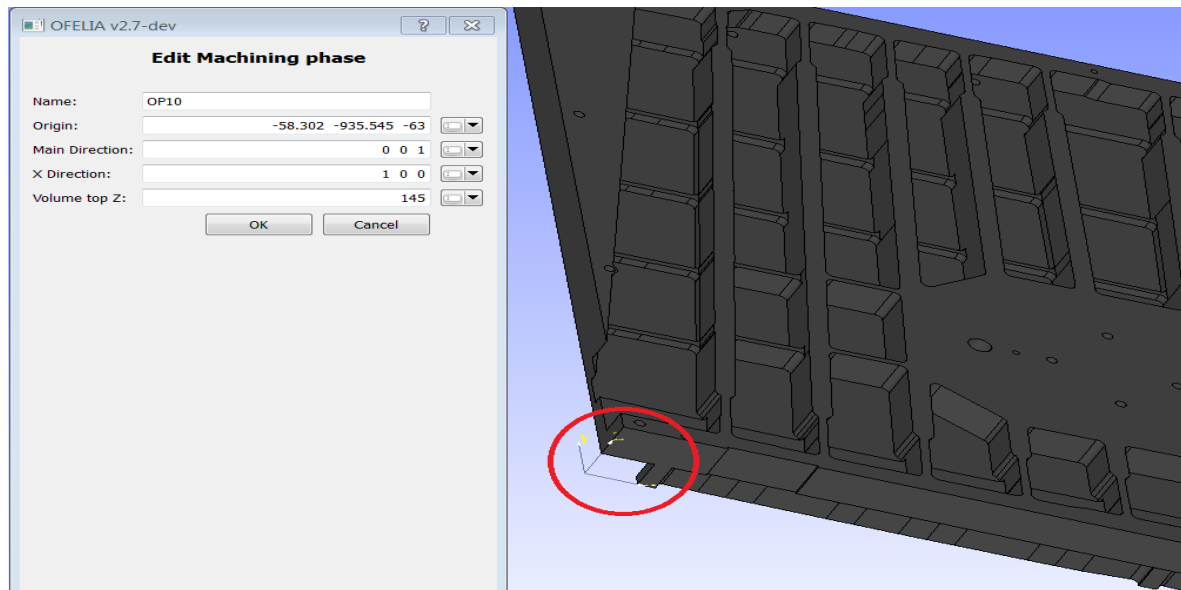


Figure 3.37 : Définition du repère d'usinage

- 3^{ème} étape : De façon automatique, le logiciel OFELIA définit une grille de projection sur le dessus de la pièce et calcule l'ensemble des sections nécessaires pour obtenir l'ensemble des entités de la pièce.

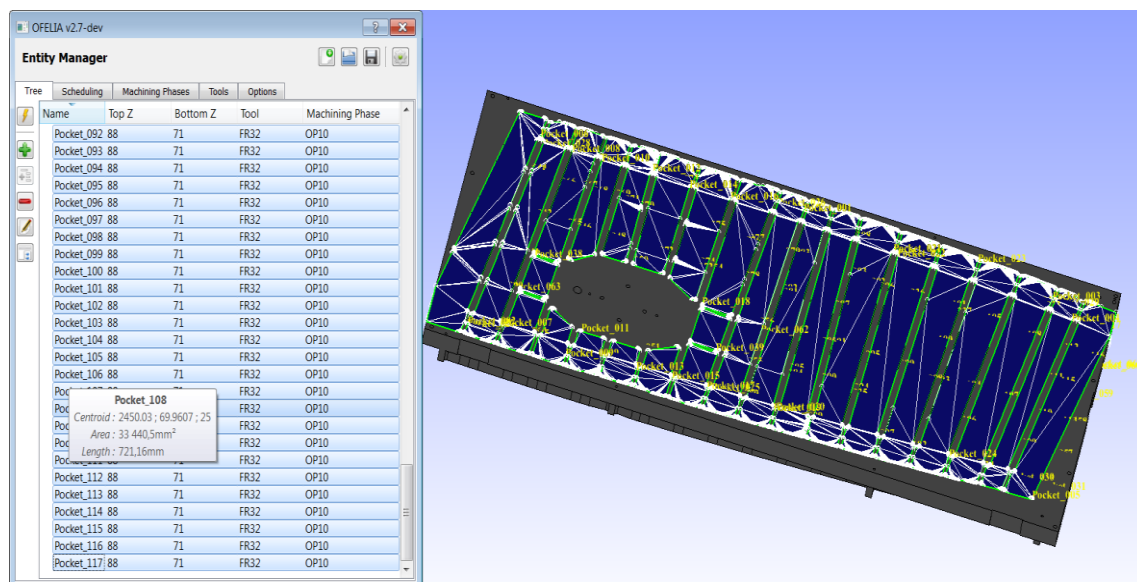


Figure 3.38 : Entités détectées

Une fois l'ensemble des entités usinées détectées, la Figure 3.38 montre que certaines présentent des profondeurs ne pouvant pas être usinées en une seule passe, c'est pour cela qu'il est important de subdiviser ces entités en plusieurs sous entités en fonction de la prise de passe maximale. De plus lors de la simulation d'usinage, il est retenu de proposer un volume d'usinage pour chaque entité sans dégagement de l'outil hors matière, ce qui revient

à proposer autant de volumes usinés que de passes axiales pour chaque entité. Cette contrainte est prise en compte dans le logiciel, l'utilisateur peut rapidement observer l'ensemble des entités et ainsi sélectionner le groupe d'entités qu'il est pertinent de subdiviser. La subdivision des entités peut-être effectuée selon un nombre arbitraire qui répartit la hauteur de l'entité mère entre l'ensemble des sous entités. Elle peut aussi être effectuée selon la hauteur de coupe maximale affectée à l'ensemble des sous-entités se trouvant aux altitudes les plus importantes et le reliquat pour la dernière.

Une fois l'ensemble des retraits définis, l'ordonnancement doit être défini en fonction de la stratégie d'usinage et non en fonction de la chronologie de détection. Trois possibilités s'offrent à l'utilisateur, la première séquence proposée à l'utilisateur est une stratégie par défaut qui minimise les trajets hors matière en usinant l'ensemble des entités du haut vers le bas et de la gauche vers la droite (de X- vers X+). La seconde stratégie est un usinage progressif de la matière pour ainsi garantir le maximum de rigidité sur l'ensemble de la pièce durant l'usinage. La méthodologie retenue consiste à trier l'ensemble des entités par altitude des faces inférieures, pour proposer un usinage de la pièce niveau par niveau. L'utilisateur doit proposer manuellement son propre ordonnancement en fonction de ses contraintes, comme par exemple d'usiner certaines zones en premier.

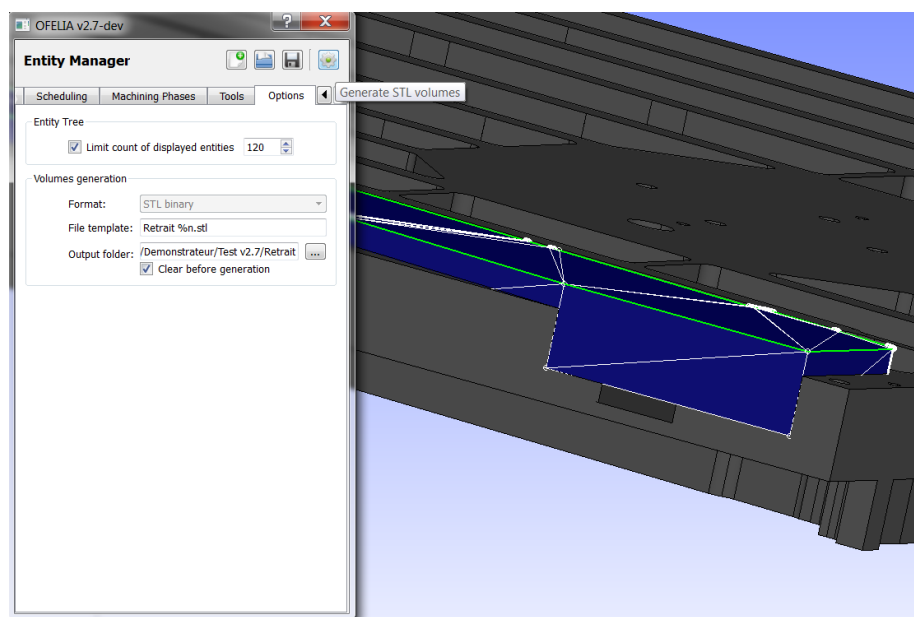


Figure 3.39 : Génération des volumes usinés

Une fois l'ensemble des entités ou sous-entités défini et leurs ordonnancements proposés, la fonction "Generate STL volumes" illustrée sur la Figure 3.39 permet de générer l'ensemble des volumes. Le logiciel OFELIA génère chaque volume usiné dans un fichier .STL distinct illustré sur la Figure 3.40, utile pour la simulation sous le logiciel FORGE®. Le logiciel de

simulation des retraits de matière peut ainsi soustraire chacun des fichiers .STL générés au brut et ainsi calculer après chaque opération un état de contrainte et de déformation au sein de la pièce.



Figure 3.40 : Ensemble des fichiers retrait générés automatiquement

9.3 Interactions entre logiciels

Les interactions entre le logiciel OFELIA et le logiciel FORGE[®] sont déjà existantes et complémentaires. Le logiciel OFELIA permet une première définition de la gamme de fabrication d'un point de vue géométrique en créant et organisant les entités d'usinage. L'ensemble des volumes usinés est donc généré avec l'ordonnancement attendu dans un dossier spécifique. Les routines développées sous FORGE[®] permettent de lire l'ensemble des fichiers, pour simuler le comportement mécanique de la pièce après chaque retrait, comme le montre la Figure 3.41.

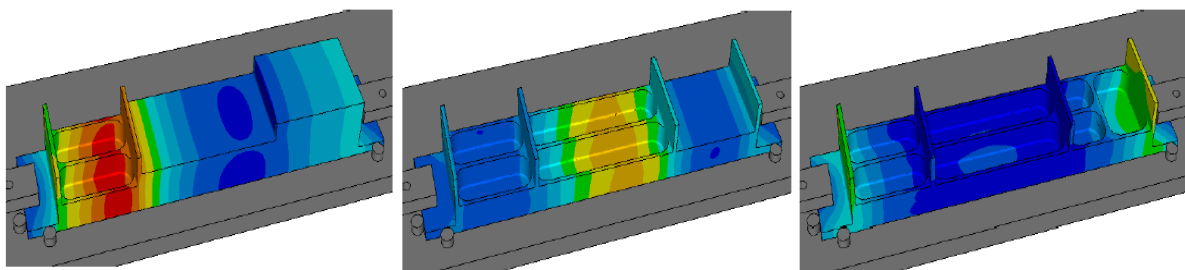


Figure 3.41 : Simulations sous FORGE[®]

D'un point de vue CATIA, le couplage se base sur deux aspects :

- D'un côté, le logiciel OFELIA permet de reconnaître l'ensemble des entités de la pièce et de proposer un ordonnancement des entités en adéquation avec les méthodologies retenues dans le milieu aéronautique. Ainsi, le logiciel OFELIA peut générer pour chaque entité un fichier distinct pour le contour, la face supérieure et la face inférieure, qui permet d'associer une opération d'usinage sous CATIA via une routine développée en Visual Basic. Ainsi sous CATIA, l'arborescence de l'ensemble des entités est générée avec le bon séquençement comme le montre la Figure 3.42.

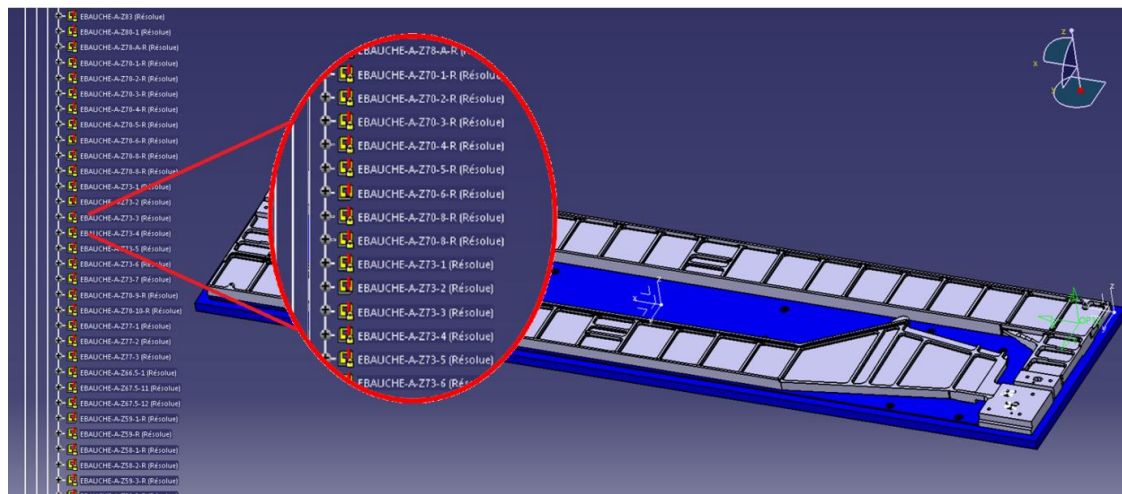


Figure 3.42 : Génération des opérations d'usinage sous CATIA

- La seconde étape consiste à renseigner pour chaque opération un outil et des conditions d'usinage, ceci est défini à partir de la feuille de calcul Excel qui nous propose une optimisation des outils. Pour chaque opération, il est alors simple d'associer un jeu de conditions correspondant en fonction de l'enjeu entre la productivité, le recyclage des copeaux ou la maximisation de la durée de vie de l'outil.

10 Feuille de calcul pour les conditions de coupes et choix outils

Les travaux réalisés ont concerné la formalisation des données nécessaires à l'optimisation économique des conditions de coupe pour permettre la mise en place d'un modèle de performance réaliste prenant en compte les conditions d'usinage et la géométrie des pièces. Ainsi, une architecture logicielle est proposée pour évaluer la performance d'un jeu de conditions de coupe et l'optimiser. Cette architecture logicielle est développée par l'intermédiaire d'une feuille de calcul présentée sur la Figure 3.43 qui respecte la structure suivante :

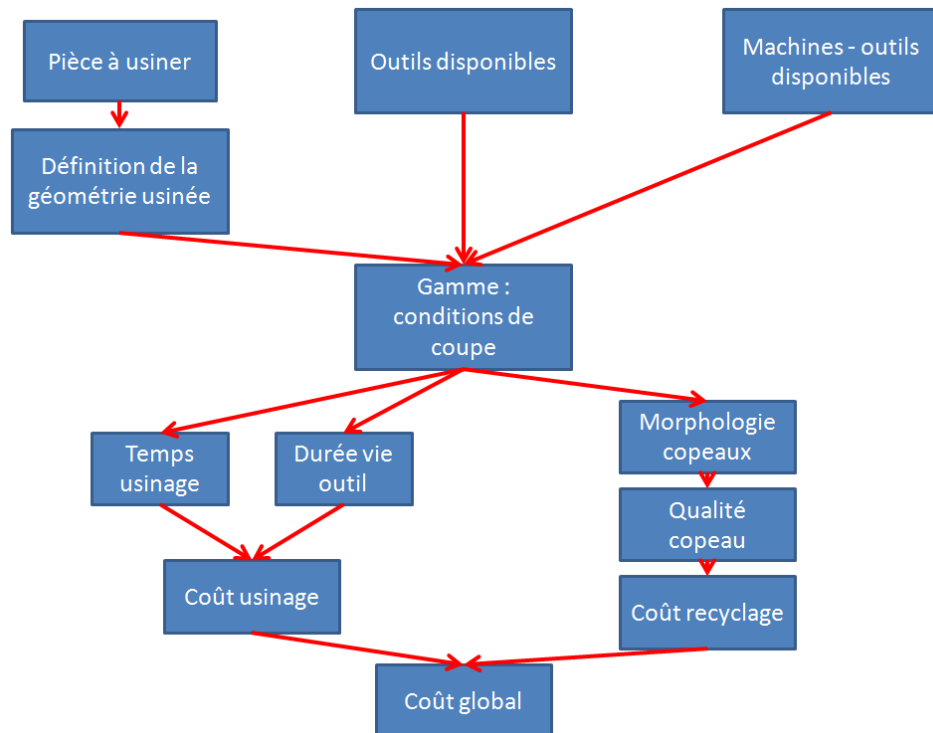


Figure 3.43 : Synoptique de la feuille de calcul

Dans cette feuille de calcul, toutes les géométries usinées sont ramenées à des poches définies en liaison avec le développement informatique présenté précédemment.

La feuille de calcul prend en compte les capacités liées aux machines-outils et aux outils utilisés. Pour élaborer la gamme, il a 7 opérations d'usinage définies expliquées plus en détail dans le paragraphe 7.5 (Ebauche ouverture, Ebauche reprise, Demi-finition des murs, Demi-finition des fonds, Finition des murs, Finitions du fond, Reprise des rayons).

Pour chaque opération, l'opérateur définit l'outil et les conditions de coupe qu'il souhaite utiliser. Ensuite le modèle vérifie que les conditions de coupe renseignées sont possibles pour l'outil, la machine et la nature de l'opération, si cela n'est pas le cas, le modèle réadapte l'ensemble des paramètres. Ainsi, le modèle propose à l'utilisateur des conditions de coupe accessibles techniquement qui se rapprochent au maximum de celles renseignées. Comme le montre la Tableau 3.9, le modèle précise également à l'utilisateur si les conditions de coupe atteignent un maximum et ne peuvent être augmentées (ex : limitation fz max).

Op1 : Ebauche Ouverture	
ap proposé (mm)	0,1
ar proposé (mm)	100
fz proposée (mm/dt)	0,7 Limitation fz max
Vf proposée (mm/min)	13001
Q estimé (cm ³ /min)	130,0138
N proposée (tr/min)	3715
Vc proposée (m/min)	1167

Tableau 3.9 : Conditions de coupe proposées à l'utilisateur

À partir des conditions de coupe proposées et des lois paramétrées, le modèle estime le temps usinage et la durée vie outil. À partir de ces deux notions et des coûts d'usinage (ex : coût horaire lié à l'utilisation de la machine-outil), le modèle estime le coût lié à l'usinage illustré sur la Tableau 3.10.

Temps d'usinage (min)	49,97
Durée vie outil estimée (min)	89,42
Coût lié à l'usinage (€/kg_matiere_usinee)	16,46
Coût lié à l'utilisation de la machine-outil (€/kg_matiere_usinee)	6,9
Coût lié à l'usure des outils (€/kg_matiere_usinee)	9,56

Tableau 3.10 : Données relatives à l'usinage estimées par le modèle

À partir des conditions de coupe proposées et de lois paramétrées, le modèle estime les données relatives à la morphologie du copeau, ces données sont présentées dans la Tableau 3.11. Les relations entre les conditions de coupes et la morphologie des copeaux sont établies grâce aux travaux de caractérisation des copeaux après usinage réalisés par Vincent Wagner.

Morphologie du copeau	
Type du copeau	Intermediaire
Hauteur estimée (mm)	4
Longueur estimée (mm)	88
Epaisseur estimée (mm)	0,10
Surface apparente développée estimée (cm ²)	8,8
Densité apparente tas de copeaux estimée	0,2
Masse copeau sec estimée (g)	0,92

Tableau 3.11 : Données relatives à la morphologie du copeau estimée

Le modèle estime des facteurs de qualité du copeau à partir de la valeur de ces trois facteurs de qualité (Tableau 3.12).

Qualité du copeau	Copeau de très mauvaise qualité
Cadence effective de recyclage du tas de copeaux (kg_copeau/h)	285,71
Taux de masse conservée après PAF (%)	81
Copeau avec présence d'huile ou d'eau	Oui

Tableau 3.12 : Données relatives aux facteurs de qualité du copeau estimée

La qualité des copeaux présente une influence sur le coût de recyclage de l'ensemble, afin de caractériser ce coût, les différentes étapes du processus sont prises en compte et donnent une estimation du coût de recyclage par kilo de copeaux (Tableau 3.13).

Coût lié au recyclage (€/kg_matiere_usinee)	34,75
Coût lié à l'utilisation du four (€/kg_matiere_usinee)	10
Coût lié à la perte de métal (€/kg_matiere_usinee)	4,75
Coût lié au séchage des copeaux (€/kg_matiere_usinee)	20

Tableau 3.13 : Données relatives aux coûts de recyclage estimés par le modèle

La dernière étape est d'estimer le coût global de l'usinage d'une pièce avec les outils et les conditions de coupe proposées par le modèle. Ce coût prend en compte le recyclage des copeaux, mais il prend aussi en compte le temps d'usinage, pour estimer le coût global de l'usinage en favorisant le recyclage des copeaux. Ainsi, comme le montre la Tableau 3.14, le coût peut être donné en fonction du poids de copeaux usiné.

Coût global (€/kg_matiere_usinee)	3,36
Masse usinée (kg)	2,41
Coût global effectif (€)	8,1

Tableau 3.14 : Estimation du coût global

La prise en compte du recyclage des copeaux est une étape clef au sein de l'évaluation de l'impact de l'évolution de gamme sur la productivité, il est alors essentiel d'estimer un coût pour quantifier l'influence. Une stratégie d'optimisation du choix des outils et des conditions de coupe est mise en place, l'utilisateur présente deux critères décisifs sur ce modèle. Il peut faire le choix de minimiser le temps d'usinage en choisissant des conditions qui maximisent les profondeurs de passe et les avances en fonction des caractéristiques machines et outils. Le second choix peut s'axer sur la maximisation du recyclage des copeaux, ainsi les conditions de coupe sont réduites pour favoriser une morphologie du copeau qui présente un recyclage optimum.

11 Conclusion

Dans ce chapitre, nous avons présenté une démarche d'optimisation multi-critères de gamme d'usinage de pièces aéronautique dans un contexte industriel fort. Nous avons tenu à proposer des solutions efficaces et viables industriellement en accord avec un état de l'art particulièrement riche sur les gammes de fabrication. Nous proposons une heuristique spécifique qui nous semble la mieux adaptée aux cas à traiter. La simplicité des modèles a été privilégiée à la précision et à la richesse, dans le but de proposer des gammes optimales rapidement sur des cas industriels. L'originalité de l'approche multi-critères repose sur l'introduction de deux nouveaux critères : la déformation et la recyclabilité au critère usuel de temps d'usinage. Les maquettes informatiques développées permettent d'envisager une industrialisation simple et naturelle.

Conclusions et perspectives

Conclusions

Le projet OFELIA a pour objectif de développer une filière intégrée et optimisée pour la gamme de fabrication d'une pièce complexe pour aéronautique en Al-Cu-Li, de la fin de gamme du demi-produit (matricé, laminé) jusqu'à la refusion des copeaux d'usinage, dans le but de réduire le coût de mise en œuvre de ce nouveau matériau. Deux problématiques principales ont été identifiées. La première concerne l'estimation de la déformation des pièces durant l'usinage liée au relâchement de contraintes internes issues des traitements thermiques post-transformation. La seconde problématique concerne le recyclage des copeaux nécessaires à la réduction des coûts de transformation, qui impose de définir le lien entre les conditions de coupe, la géométrie des copeaux et le recyclage.

Plus particulièrement, nos travaux ont permis d'intégrer ces deux problématiques dans un processus de définition et d'optimisation des gammes d'usinage. Nous avons de plus assuré la validation expérimentale des résultats de simulation.

Dans un premier temps, nous avons formalisé les gammes d'usinage de manière à décrire l'enchaînement chronologique de l'enlèvement de matière à partir d'une détection d'entités de type poche. L'enlèvement de matière ainsi modélisé sous la forme d'un ensemble ordonné de volumes unitaires permet de calculer incrémentalement la déformation de la pièce en situation d'usinage via la mise en œuvre du logiciel de simulation mécanique. Dans un second temps, cette description est utilisée pour optimiser la gamme au niveau de la séquence et des conditions d'usinage entité par entité. Pour cela, nous proposons un modèle d'estimation rapide de temps d'usinage n'utilisant pas de logiciel de FAO. Pour optimiser les conditions d'usinage entité par entité, nous proposons une heuristique adaptée aux pièces de structure aéronautique, basée sur une maximisation de la puissance moyenne d'usinage.

La simulation de la déformation des pièces durant l'usinage impose une validation expérimentale significative. Pour répondre à cette problématique, nous avons proposé un cadre expérimental de validation, de la conception des pièces de validation jusqu'à la mesure effective des déformations.

Durant cette campagne expérimentale, les échanges entre les partenaires du projet ont permis d'avoir une meilleure compréhension du phénomène de distorsion après usinage et une meilleure compréhension de l'impact des contraintes résiduelles, pour que l'appréciation

du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage devienne aussi naturelle que pour les autres procédés.

En conclusion, notre analyse, montre que la déformation des pièces dépend de leur géométrie nominale de la pièce et provient du retour à l'équilibre des contraintes au sein de la pièce. Lors de l'usinage, nous avons constaté que la position de la fibre neutre dans la pièce et le bridage ont une importance prépondérante. L'enchaînement chronologique peut influencer la déformation mais des travaux complémentaires seront nécessaires. Par contre, il apparaît que les conditions de coupe n'ont pas d'influence.

Perspectives

Le cadre formel du projet OFELIA n'a pas permis de répondre à toutes les questions qui sont apparues tout au long de nos travaux. Plusieurs perspectives apparaissent tant au niveau des gammes, qu'au niveau de la déformation des pièces.

Nous avons proposé une formalisation des gammes bien adaptée au cas des pièces de structure, mais il convient maintenant de la généraliser à l'ensemble des pièces aéronautiques. En particulier, nous devons aborder le cas des entités d'usinage à 5 axes.

Au niveau de la déformation des pièces, nous devons résoudre le problème clé du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage via des simulations et des évaluations expérimentales. Ainsi, la mise en œuvre de l'environnement de simulation doit nous permettre de proposer un outil de proposition de bridage en fonction des déformations, voire de proposer des gammes évolutives durant l'usinage. En particulier, il pourrait être pertinent de diriger la déformation de la pièce en réalisant des saignées au sein de la pièce pour induire des déformations contrôlée en début d'usinage.

D'autre part, le problème de l'évaluation de la déformation des pièces in-situ reste ouvert. L'usinage de demain devra intégrer une boucle de mesure de la déformation de la pièce en temps réel. Pour cela, nous souhaitons investiguer la solution de mesure par corrélation d'image qui permet d'évaluer des champs de déformation. Il sera alors nécessaire d'adapter cette méthode de mesure de laboratoire aux conditions spécifiques d'usinage en atelier industriel.

Ainsi, la perspective principale concernera l'intégration de la déformation des pièces dans le processus de conception de la pièce et de choix de la gamme. Le problème est de définir le cadre d'optimisation permettant de modéliser rapidement les gammes d'usinage d'un point

de vue géométrique et technologique pour les évaluer vis-à-vis du critère de distorsion de la pièce, les classer et choisir la plus pertinente. L'approche d'optimisation peut être envisagée comme une approche multicritère qui intègre la distorsion. Il est alors nécessaire de formaliser le ou les critère(s) de distorsion (max, moyenne, sur la pièce, sur des zones) pour évaluer la performance de chaque gamme. Les autres critères usuels (coût, temps d'usinage) doivent être aussi évalués. On peut alors mettre en place une méthode de prise de décision multicritères de type AHP ou des algorithmes génétiques pour identifier la meilleure gamme. Par contre cette approche peut générer des temps de calcul particulièrement longs, puisqu'elle sous-entend le calcul d'une simulation par gammes testées. Pour réduire le temps de calcul, nous pouvons proposer une heuristique de sélection pour réduire le nombre de simulation. Elle permet d'isoler les seules gammes produisant des distorsions inférieures aux exigences fonctionnelles parmi l'ensemble de toutes les gammes possibles.

La seconde voie concerne l'utilisation de l'outil de simulation dans le cadre du processus de conception des pièces aéronautiques. En effet, la distorsion impacte le respect des spécifications géométriques exprimées sur le modèle géométrique nominal de la pièce. A partir du résultat de simulation, nous souhaitons calculer la position et l'orientation des surfaces fonctionnelles de la pièce, formées essentiellement de cylindres et de plans. Il est possible d'en déduire les écarts géométriques de positionnement et d'orientation relatifs entre les surfaces fonctionnelles et donc de vérifier par simulation le respect des spécifications géométriques. Pour cela, nous utilisons les algorithmes de métrologie tridimensionnelle. Le cycle précédent d'optimisation de gamme est alors enrichi avec ce nouvel indicateur qui devient un critère de décision dans le choix de la gamme. L'apport est méthodologique, car il propose une démarche d'évaluation mettant en œuvre les outils de simulation développés dans le projet.

Dans un second temps, il est possible d'enrichir la démarche en abordant le problème de la conception des pièces aéronautiques. Généralement, la géométrie de ces pièces est tracée pour minimiser le poids en respectant les contraintes géométriques de positionnement des surfaces fonctionnelles et les contraintes mécaniques liées au comportement de la pièce en service, notamment vis-à-vis des sollicitations mécaniques et des chargements en fatigue. Alors que les exigences économiques deviennent critiques, il peut être envisageable de faire évoluer le paradigme de la conception. Ainsi, la question est d'imaginer la géométrie de la pièce respectant les critères usuels de conception et minimisant la distorsion après usinage, pour une gamme de fabrication donnée, et donc pour un coût donné. Cela sous-entend

d'exprimer de nouvelles contraintes de conception selon une approche d'optimisation topologique via un logiciel de type Optistruct®.

Deux approches pourront être mises en place. La première s'appuiera sur les développements informatiques du projet et nous devons proposer une méthodologie de conception basée sur une heuristique. Le problème est alors de construire le processus numérique permettant d'ajouter la matière ou de la repositionner dans la pièce pour réduire les distorsions.

La seconde pourrait utiliser un logiciel d'optimisation topologique, dans lequel nous aurons modélisé le processus de rééquilibrage des contraintes, ce qui n'est pas usuel pour cette utilisation. Ces logiciels sont basés sur des codes éléments finis en élasticité linéaire et le processus d'optimisation est appliqué à un matériau initial homogène. La question est donc soit d'introduire les champs de contraintes résiduelles, soit de transformer ces champs en un chargement équivalent. Une fois ce verrou levé, le processus complet d'optimisation est effectué par le logiciel, ce qui le rend plus facilement industrialisable. Mais il ne faut pas oublier que ces processus devront aboutir à la production de pièces fabricables.

Ainsi, face à l'évolution de l'industrie aéronautique, nous avons voulu proposer une approche originale mariant la modélisation mécanique de la pièce tout au long de son processus de fabrication et une évaluation multi-critères de gammes d'usinage de pièces de structure aéronautique. Cette approche a pu être appliquée au cadre innovant de la mise sur le marché de l'alliage Airware®. Ce projet montre qu'à l'avenir la recherche et l'industrie de l'usinage devront utiliser des modèles adaptés à l'évaluation du comportement mécanique des pièces. Il montre aussi que l'optimisation du processus de fabrication passe dorénavant par la prise en compte des exigences de recyclage. Intégrer ces deux concepts sera nécessairement un facteur de gain significatif qui permettra à l'industrie aéronautique de répondre aux nouvelles exigences.

Références bibliographiques

- [Abukhshim et al., 2006] Abukhshim, N. A., Mativenga, P. T., et Sheikh, M. A. *Heat generation and temperature prediction in metal cutting: A review and implications for high speed machining*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, no. 7-8, pages 782-800, 2006.
- [Airbus, 2014] Airbus <http://www.airbus.com/company/market/forecast/>. *Global Market Forecast 2014-2033*, 2014.
- [Alberti et al., 2005] Alberti, M., Ciurana, J., et Casadesús, M. *A system for optimising cutting parameters when planning milling operations in high-speed machining*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 168, no. 1, pages 25-35, 2005.
- [Altıntaş et Budak, 1995] Altıntaş, Y., et Budak, E. *Analytical Prediction of Stability Lobes in Milling*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 44, no. 1, pages 357-362, 1995.
- [Altintas et Tulsyan, 2015] Altintas, Y., et Tulsyan, S. *Prediction of part machining cycle times via virtual CNC*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 64, no. 1, pages 361-364, 2015.
- [Anderberg, 2009] Anderberg, S. *A study of process planning for metal cutting*. Thèse de doctorat, Department of Materials and Manufacturing Technology, Chalmers University of Technology, 2009.
- [Arezoo et al., 2000] Arezoo, B., Ridgway, K., et Al-Ahmari, A. M. A. *Selection of cutting tools and conditions of machining operations using an expert system*. Computers in Industry, vol. 42, no. 1, pages 43-58, 2000.
- [Arnaud et Dessein, 2002] Arnaud, L., et Dessein, G. *Application De La Théorie Des Lobes De Stabilité Au Fraisage De Parois Minces*. In *IDMME*, 2002.
- [Arrazola et al., 2013] Arrazola, P. J., Özel, T., Umbrello, D., Davies, M., et Jawahir, I. S. *Recent advances in modelling of metal machining processes*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 62, no. 2, pages 695-718, 2013.
- [Aubert&Duval, 2015] Aubert&Duval <http://www.aubertduval.fr/>, 2015.
- [Bacci et Wallbank, 1999] Bacci, M., et Wallbank, J. *Cutting temperature: prediction and measurement methods - a review*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 88, no. 1, pages 195-202, 1999.
- [Bai et al., 2010] Bai, W., Hu, R., et Zhu, X. *RETRACTED ARTICLE: Finite element simulation and analysis of part deformation induced during milling of thin-walled aerospace monolithic structure parts*. In *Proceedings - 2010 IEEE International Conference on Intelligent Computing and Intelligent Systems, ICIS 2010 (Vol. 2)*, 2010.
- [Barralis et al., 1999] Barralis, J., Castex, L., et MAEDER Gérard *Précontraintes et traitements superficiels. Techniques de l'ingénieur M1180 (Vol. 1)*, 1999.

- [Baskar et al., 2006] Baskar, N., Asokan, P., Saravanan, R., et Prabhakaran, G. *Selection of optimal machining parameters for multi-tool milling operations using a memetic algorithm*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 174, no. 1-3, pages 239-249, 2006.
- [Beudaert et al., 2012] Beudaert, X., Lavernhe, S., et Tournier, C. *Feedrate interpolation with axis jerk constraints on 5-axis NURBS and G1 tool path*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 57 pages 73-82, 2012.
- [Bi et al., 2009] Bi, Y. B., Dong, H. Y., Cheng, Q. L., et Ke, Y. L. *Distortion Prediction of Aerospace Monolithic Components due to Milling Process*. Key Engineering Materials, vol. 392 pages 841-847, 2009.
- [Bo et al., 2006] Bo, Z. W., Hua, L. Z., et Yu, Z. G. *Optimization of process route by Genetic Algorithms*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 22, no. 2, pages 180-188, 2006.
- [Boeing, 2006] Boeing <http://www.boeing.com/commercial/aeromagazine/>. Boeing AERO magazine (QTR 04 2006): Boeing 787, 2006.
- [Bourdet, 1990] Bourdet, P. *Introduction générale à la génération automatique de gamme d'usinage. La gamme automatique en usinage*, 1990.
- [Boyes et al., 1989] Boyes, W. E., Bakerjian, R., et White, F. W. *Handbook of Jig and Fixture Design*. In *Handbook of jig and fixture design*. Society of Manufacturing Engineers, 1989.
- [Campa et al., 2007] Campa, F. J., Seguy, S., López de Lacalle, L. N., Arnaud, L., Dessein, G., et Aramendi, G. *Stable milling of thin-walled parts with variable dynamics*. In *6th International Conference on High Speed Machining*, 2007.
- [Campatelli et al., 2014] Campatelli, G., Scippa, A., et Lorenzini, L. *Workpiece orientation and tooling selection to reduce the environmental impact of milling operations*. Procedia CIRP, vol. 14 pages 575-580, 2014.
- [Capponi et Villeneuve, 2009] Capponi, V., et Villeneuve, F. *Towards a Five-Axis Machining CAPP System: A Set-Up Planning Tool Solving Accessibility Constraints*. Journal of Computing and Information Science in Engineering, vol. 9, no. 4, pages 041003, 2009.
- [Carpenter et Maropoulos, 2000] Carpenter, I. D., et Maropoulos, P. G. *Flexible tool selection decision support system for milling operations*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 107, no. 1, pages 143-152, 2000.
- [CATIA V5-6, 2015] CATIA V5-6 *Automatically Create Machining Patterns*. Prismatic Machining Preparation Assistant, 2015.
- [Cerutti, 2014] Cerutti, X. *Modélisation numérique et analyse mécanique de l'usinage de grandes pièces aéronautiques : Amélioration de la qualité d'usinage*. Thèse de Doctorat, MINES ParisTech, CEMEF, 2014.
- [Cerutti et al., 2015] Cerutti, X., Arsene, S., et Mocellin, K. *Prediction of machining quality due to the initial residual stress redistribution of aerospace structural parts made of low-*

- density aluminium alloy rolled plates*. International Journal of Material Forming pages 1-14, 2015.
- [Cerutti et al., 2013] Cerutti, X., Hassini, S., Duc, E., et Mocellin, K. *Prediction of the Distortions Caused by the Redistribution of the Residual Stresses During Machining Using FEM*. Materials Science Forum, vol. 768 pages 398-405, 2013.
- [Chanal, 2006] Chanal, H. *Etude de l'emploi des machines outils la structure parallèle en usinage*. Thèse de Doctorat, LaMI, IFMA, 2006.
- [Cherif, 2003] Cherif, M. *Modélisation des efforts de coupe en fraisage pour la CFAO et la surveillance de l'usinage*. Thèse de Doctorat, IRCCYN, Ecole Centrale de Nantes, 2003.
- [Chérif et al., 2004] Chérif, M., Thomas, H., Furet, B., et Hascoët, J. Y. *Generic modelling of milling forces for CAD/CAM applications*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 1, pages 29-37, 2004.
- [Choi, B. K. et al., 1984] Choi, B. K., Barash, M. M., et Anderson, D. C. *Automatic recognition of machined surfaces from a 3D solid model*. Computer-Aided Design, vol. 16, no. 2, pages 81-86, 1984.
- [Choi, J.-G. et Yang, 1999] Choi, J.-G., et Yang, M.-Y. *In-process prediction of cutting depths in end milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 39, no. 5, pages 705-721, 1999.
- [Chougule et al., 2014] Chougule, P. D., Kumar, S., et Raval, H. K. *Relating Product Manufacturing Decisions to Environmental and Cost Performance Using CAPP*. Procedia Materials Science, vol. 6 pages 476-481, 2014.
- [Constellium, 2015] Constellium <http://www.constellium.com/>, 2015.
- [Culler et Burd, 2007] Culler, D. E., et Burd, W. *A framework for extending computer aided process planning to include business activities and computer aided design and manufacturing (CAD/CAM) data retrieval*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 23, no. 3, pages 339-350, 2007.
- [D'Souza et al., 2004] D'Souza, R. M., Sequin, C., et Wright, P. K. *Automated tool sequence selection for 3-axis machining of free-form pockets*. CAD Computer Aided Design, vol. 36, no. 7, pages 595-605, 2004.
- [Das et Chandra, 2003] Das, S., et Chandra, U. *Residual Stress and Distortion*. Physical Metallurgy and Processes, Handbook of Aluminum, vol. 1 pages 305-349, 2003.
- [Denkena, B. et al., 2006] Denkena, B., De León-Garcia, L., et Kohler, J. *Influence of High Performance Cutting Operations on the Residual Stresses of aluminium structural workpieces*. In *Proceeding of the 25TH INTERNATIONAL CONGRESS OF THE AERONAUTICAL SCIENCES*, 2006.
- [Denkena, B. L. D. L., 2008] Denkena, B. L. D. L. *Machining Induced Residual Stress and Distortion in Forged Aluminium Parts*. In *8th International Conference on Advanced Manufacturing Systems and Technology (AMST'08)*, 2008.

- [Denkena, B. et Leon, 2008] Denkena, B., et Leon, L. *De Milling induced residual stresses in structural parts out of forged aluminium alloys*. International Journal of Machining and Machinability of Materials, vol. 4, no. 4, pages 335-344, 2008.
- [Denkena, B. et al., 2007] Denkena, B., Shpitalni, M., Kowalski, P., Molcho, G., et Zipori, Y. *Knowledge management in process planning*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 56, no. 1, pages 175-180, 2007.
- [DONG et KE, 2006] DONG, H., et KE, Y. *Study on Machining Deformation of Aircraft Monolithic Component by FEM and Experiment*. Chinese Journal of Aeronautics, vol. 19, no. 3, pages 247-254, 2006.
- [Edalew et al., 2001] Edalew, K. O., Abdalla, H. S., et Nash, R. J. *A Computer-Based Intelligent System for Automatic Tool Selection*. Materials & Design, vol. 22, no. 5, pages 337-351, 2001.
- [Ernst, 1938] Ernst, H. *Physics of Metal Cutting in Machining of Metals*. American Society for Metals, 1938.
- [Eswara Prasad et al., 2013] Eswara Prasad, N., Gokhale, A., et Wanhill, R. J. H. *Historical development and present status of aluminium-lithium alloys*. (Aluminum-Lithium Alloys: Processing, P. and A., Éd.). Butterworth-Heinemann, 2013.
- [Fernández Díaz et Arizmendi, 2009] Fernández Díaz, J., et Arizmendi, M. *Machines for the aeronautical industry. Machine Tools for High Performance Machining*, 2009.
- [Fuh et Wu, 1995] Fuh, K.-H., et Wu, C.-F. *A residual-stress model for the milling of aluminum alloy (2014-T6)*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 51, no. 1-4, pages 87-105, 1995.
- [Gao et al., 2004] Gao, J., Zheng, D., et Gindy, N. *Mathematical representation of feature conversion for CAD/CAM system integration*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 20, no. 5, pages 457-467, 2004.
- [Glaeser et al., 1999] Glaeser, G., Wallner, J., et Pottmann, H. *Collision-free 3-axis milling and selection of cutting tools*. CAD Computer Aided Design, vol. 31, no. 3, pages 225-232, 1999.
- [Grabowik et al., 2005] Grabowik, C., Kalinowski, K., et Monica, Z. *Integration of the CAD/CAPP/PPC systems*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 164-165 pages 1358-1368, 2005.
- [Grabowik et Knosala, 2003] Grabowik, C., et Knosala, R. *The method of knowledge representation for a CAPP system*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 133, no. 1, pages 90-98, 2003.
- [Gupta et al., 2006] Gupta, R. K., Nayan, N., Nagasireesha, G., et Sharma, S. C. *Development and characterization of Al-Li alloys*. Materials Science and Engineering A, vol. 420, no. 1, pages 228-234, 2006.
- [Han et al., 2000] Han, J. H. J., Pratt, M., et Regli, W. C. *Manufacturing feature recognition from solid models : a status report*. IEEE Transactions on Robotics and Automation, vol. 16, no. 6, pages 782-796, 2000.

- [Harik, 2007] Harik, R. *Spécifications de fonctions pour un système d' aide à la génération automatique de gamme d'usinage : Application aux pièces aéronautiques de structure , prototype logiciel dans le cadre du projet RNTL USIQUICK version* : Thèse de doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy I, 2007.
- [Harik et al., 2008] Harik, R., Derigent, W. J. E., et Ris, G. *Computer aided process planning in aircraft manufacturing*. Computer-Aided Design and Applications, vol. 5, no. 6, pages 953-962, 2008.
- [Hascoet et al., 2003] Hascoet, J.-Y., Lee, J.-J., Dugas, A., et Terrier, M. *Virtual manufacturing for high speed machining*. Production Engineering and Computers, vol. 5, no. 6, pages 61-66, 2003.
- [Heo et al., 2011] Heo, E. Y., Kim, D. W., Lee, J. Y., Lee, C. S., et Frank Chen, F. *High speed pocket milling planning by feature-based machining area partitioning*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 27, no. 4, pages 706-713, 2011.
- [Hinduja et Sandiford, 2004] Hinduja, S., et Sandiford, D. *An Optimum Two-tool Solution for Milling 2½D Features from Technological and Geometric Viewpoints*. Manufacturing Technology, vol. 53, no. 1, pages 77-80, 2004.
- [Houtmann, 2007] Houtmann, Y. *Décomposition avancée de modèles numériques CAO pour le procédé de Stratoconception Développement des outils associés*. Thèse de doctorat, Université Henri Poincaré, Nancy I, 2007.
- [Hunter Alarcón et al., 2010] Hunter Alarcón, R., Ríos Chueco, J., Pérez García, J. M., et Vizán Idoipe, A. *Fixture knowledge model development and implementation based on a functional design approach*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 26, no. 1, pages 56-66, 2010.
- [Hunter et al., 2006] Hunter, R., Rios, J., Perez, J. M., et Vizan, A. *A functional approach for the formalization of the fixture design process*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, no. 6, pages 683-697, 2006.
- [Hunter et al., 2005] Hunter, R., Vizán, a., Pérez, J., et Ríos, J. *Knowledge model as an integral way to reuse the knowledge for fixture design process*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 164-165 pages 1510-1518, 2005.
- [Jensen et al., 2002] Jensen, C. G., Red, W. E., et Pi, J. *Tool selection for five-axis curvature matched machining*. Computer-Aided Design, vol. 34, no. 3, pages 251-266, 2002.
- [Karandikar et Kurfess, 2014] Karandikar, J., et Kurfess, T. *Value of information method for optimization and experimental design using surrogate models*. Manufacturing Letters, vol. 2, no. 4, pages 108-111, 2014.
- [Kaya, 2006] Kaya, N. *Machining fixture locating and clamping position optimization using genetic algorithms*. Computers in Industry, vol. 57, no. 2, pages 112-120, 2006.
- [Krishnakumar et Melkote, 2000] Krishnakumar, K., et Melkote, S. N. *Machining fixture layout optimization using the genetic algorithm*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no. 4, pages 579-598, 2000.

- [Kumar et Rajotia, 2003] Kumar, M., et Rajotia, S. *Integration of scheduling with computer aided process planning*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 138, no. 1, pages 297-300, 2003.
- [Landon et al., 2004] Landon, Y., Segonds, S., Lascoumes, P., et Lagarrigue, P. *Tool positioning error (TPE) characterisation in milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 5, pages 457-464, 2004.
- [Larue et Anselmetti, 2003] Larue, A., et Anselmetti, B. *Deviation of a machined surface in flank milling*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 43, no. 2, pages 129-138, 2003.
- [Le Coz, 2012] Le Coz, G. *Usinage de l'Inconel 718: Intégrité de surface, mesure de température et modèle analytique du fraisage périphérique*. Thèse de Doctorat, EMMA, Université de Lorraine, 2012.
- [Lee, E. H. et Shaffer, 1949] Lee, E. H., et Shaffer, B. W. *The theory of plasticity applied to a problem of machining*. In *Division of Applied Mathematics* (Vol. 18), 1949.
- [Lee, H. C. et al., 2007] Lee, H. C., Jhee, W. C., et Park, H. S. *Generative CAPP through projective feature recognition*. Computers and Industrial Engineering, vol. 53, no. 2, pages 241-246, 2007.
- [Leon Garcia, 2010] Leon Garcia, L. R. *Residual stress and part distortion in milled aerospace aluminium*. Thèse de Doctorat, Universität Hannover, 2010.
- [Lequeu et al., 2010] Lequeu, P., Smith, K. P., et Daniélou, A. *Aluminum-copper-lithium alloy 2050 developed for medium to thick plate*. Journal of Materials Engineering and Performance, vol. 19, no. 6, pages 841-847, 2010.
- [Liao et Hu, 2000] Liao, Y. J. G., et Hu, S. J. *Flexible multibody dynamics based fixture-workpiece analysis model for fixturing stability*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no. 3, pages 343-362, 2000.
- [Lin et al., 1999] Lin, A. C., Lin, M. Y., et Ho, H. B. *CAPP and its integration with tolerance charts for machining of aircraft components*. Computers in Industry, vol. 38, no. 3, pages 263-283, 1999.
- [Lombard, 2006] Lombard, M. *Contribution de la modélisation informationnelle aux processus de conception et réalisation des produits manufacturiers: vers une ontologie Métier*. HDR, UHP, Nancy, 2006.
- [Ma et al., 2010a] Ma, K., Goetz, R., et Svrivatsa, S. K. *Modeling of Residual Stress and Machining Distortion in Aerospace Components*. American Society for Metals (ASM) Handbook (Vol. 88ABW-2010), 2010a.
- [Ma et al., 2010b] Ma, K., Goetz, R., et Svrivatsa, S. K. *Modeling of Residual Stress and Machining Distortion in Aerospace Components*. ASM Handbook, Metals Process Simulation, vol. 22B pages 386-407, 2010b.
- [Maity et al., 2012] Maity, S. R., Chatterjee, P., et Chakraborty, S. *Cutting tool material selection using grey complex proportional assessment method*. Materials & Design, vol. 36 pages 372-378, 2012.

- [Maropoulos et Baker, 2000] Maropoulos, P. G., et Baker, R. P. *Integration of tool selection with design Part 1. Feature creation and selection of operations and tools*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 107, no. 1, pages 127-134, 2000.
- [Masmiati et Sarhan, 2015] Masmiati, N., et Sarhan, A. A. D. *Optimizing cutting parameters in inclined end milling for minimum surface residual stress – Taguchi approach*. Measurement, vol. 60 pages 267-275, 2015.
- [Merchant, 1945] Merchant, E. *Mechanics of the metal cutting process. I. Orthogonal Cutting and a Type 2 Chip*. Journal of applied Physics, vol. 16, no. 5, pages 267-275, 1945.
- [Meter et al., 2001] Meter, E. C. De, Xie, W., et Choudhuri, S. *A model to predict minimum required clamp pre-loads in light of fixture – workpiece compliance*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 41, no. 7, pages 1031-1054, 2001.
- [Min et al., 2004] Min, L., Li, B., et Shensheng, Z. *Modeling integrated CAPP/PPS systems*. Computers and Industrial Engineering, vol. 46, no. 2, pages 275-283, 2004.
- [Monreal et Rodriguez, 2003] Monreal, M., et Rodriguez, C. A. *Influence of tool path strategy on the cycle time of high-speed milling*. CAD Computer Aided Design, vol. 35, no. 4, pages 395-401, 2003.
- [Moroni et al., 2014] Moroni, G., Petrò, S., et Polini, W. *Robust Design of Fixture Configuration*. Procedia CIRP, vol. 21 pages 189-194, 2014.
- [Newman et al., 2012] Newman, S. T., Nassehi, A., Imani-Asrai, R., et Dhokia, V. *Energy efficient process planning for CNC machining*. CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology, vol. 5, no. 2, pages 127-136, 2012.
- [Oxley, 1989] Oxley, P. L. B. *Mechanics of Machining : an analytical approach to assessing machinability*, 1989.
- [Oxley et Hastings, 1977] Oxley, P. L. B., et Hastings, W. F. *Predicting the Strain Rate in the Zone of Intense Shear in which the Chip is Formed in Machining from the Dynamic Flow Stress Properties of the Work Material and the Cutting Conditions*. Proceedings of the Royal Society A: Mathematical, Physical and Engineering Sciences, vol. 356, no. 1686, pages 395-410, 1977.
- [Öztürk et Öztürk, 2001] Öztürk, N., et Öztürk, F. *Neural network based non-standard feature recognition to integrate CAD and CAM*. Computers in Industry, vol. 45, no. 2, pages 123-135, 2001.
- [Paris, 1995] Paris, H. *Contribution à la conception automatique des gammes d'usinage: le problème du posage et du bridage des pièces*. Thèse de doctorat, Université Joseph Fourier, Grenoble 1, 1995.
- [Paris et Brissaud, 2000] Paris, H., et Brissaud, D. *Modelling for process planning: The links between process planning entities*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 16, no. 4, pages 259-266, 2000.
- [Pateloup, 2005] Pateloup, V. *Amélioration du comportement cinématique des machines outils UGV. Application au calcul de trajets d'évidement de poches*. Thèse de Doctorat, LaMI, IFMA, 2005.

- [Pateloup et al., 2004] Pateloup, V., Duc, E., et Ray, P. *Corner optimization for pocket machining*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 12, pages 1343-1353, 2004.
- [Peng et al., 2000] Peng, Q., Hall, F. R., et Lister, P. M. *Application and evaluation of VR-based CAPP system*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 107, no. 1, pages 153-159, 2000.
- [Pierard et al., 2009] Pierard, O., Barboza, J., Duflot, M., et Alvisé, L. D. *Relaxation of residual stresses during multi-pass machining : Simulation with the level-set method and process optimization*. In *12 th CIRP Conference on Modeling Machining Operations*, 2009.
- [Pierard et al., 2008] Pierard, O., Barboza, J., Duflot, M., D'Alvisé, L., et Perez-Duarte, A. *Distortions prediction during multi-pass machining simulations by using the level-set method*. International Journal of Material Forming, vol. 1, no. 1, pages 563-565, 2008.
- [Poulhaon, 2015] Poulhaon, F. *Génération en ligne de trajectoires d'usinage par une approche de réduction de modèle*. Thèse de Doctorat, École Centrale de Nantes, 2015.
- [Prime, M. B., 1999] Prime, M. B. *Residual Stress Measurement by Successive Extension of a Slot : The Crack Compliance Method*. Applied Mechanics Reviews, vol. 52, no. 2, pages 75, 1999.
- [Prime, Michael B. et Hill, 2002] Prime, M. B., et Hill, M. R. *Residual Stress, Stress Relief, and Inhomogeneity in Aluminum Plate*. Scripta Materialia, vol. 46, no. 1, pages 77-82, 2002.
- [Rai et Xirouchakis, 2008] Rai, J. K., et Xirouchakis, P. *Finite element method based machining simulation environment for analyzing part errors induced during milling of thin-walled components*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 48, no. 6, pages 629-643, 2008.
- [Rawangwong et al., 2013] Rawangwong, S., Boonchouytan, W., Burapa, R., et Chatthong, J. *Influence of Cutting Parameters in Face Milling of Nodular Cast Iron Grade 500 Using Carbide Tool Affect the Surface Roughness and Tool Wear*. In *Industrial Engineering and Engineering Management (IEEM)*. Elsevier B.V, 2013.
- [Ruud, 1982] Ruud, C. O. *A review of selected non-destructive methods for residual stress measurement*. NDT International, vol. 15, no. 1, pages 15-23, 1982.
- [Sabourin et Villeneuve, 1996] Sabourin, L., et Villeneuve, F. *OMEGA, an expert CAPP system*. Advances in Engineering Software, vol. 25, no. 1, pages 51-59, 1996.
- [Shah et al., 2001] Shah, J. J., Anderson, D., Kim, Y. S., et Joshi, S. *A Discourse on Geometric Feature Recognition From CAD Models*. Journal of Computing and Information Science in Engineering, 2001.
- [Sheng Ping et Padmanaban, 2004] Sheng Ping, W., et Padmanaban, S. *A new approach for FEM simulation of NC machining processes*. MATERIALS PROCESSING AND DESIGN: Modeling, Simulation and Applications-NUMIFORM 2004-Proceedings of the 8th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes, vol. 712, no. 1, pages 1371-1376, 2004.

- [Shunmugam et al., 2000] Shunmugam, M. S., Bhaskara Reddy, S. V., et Narendran, T. T. *Selection of optimal conditions in multi-pass face-milling using a genetic algorithm*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 40, no. 3, pages 401-414, 2000.
- [So et al., 2007] So, B. S., Jung, Y. H., Park, J. W., et Lee, D. W. *Five-axis machining time estimation algorithm based on machine characteristics*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 187 pages 37-40, 2007.
- [Šormaz et al., 2010] Šormaz, D. N., Arumugam, J., Harihara, R. S., Patel, C., et Neerukonda, N. *Integration of product design, process planning, scheduling, and FMS control using XML data representation*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 26, no. 6, pages 583-595, 2010.
- [Starke et Staley, 1996] Starke, E. A., et Staley, J. T. *Application of modern aluminum alloys to aircraft*, vol. 32, no. 95, pages 131-172, 1996.
- [Subrahmanyam, 2002] Subrahmanyam, S. R. *Fixturing features selection in feature-based systems*. Computers in Industry, vol. 48, no. 2, pages 99-108, 2002.
- [Tadic et al., 2014] Tadic, B., Vukelic, D., Miljanic, D., Bogdanovic, B., Macuzic, I., Budak, I., et Todorovic, P. *Model testing of fixture-workpiece interface compliance in dynamic conditions*. Journal of Manufacturing Systems, vol. 33, no. 1, pages 76-83, 2014.
- [Tansel et al., 2006] Tansel, I. N., Ozcelik, B., Bao, W. Y., Chen, P., Rincon, D., Yang, S. Y., et Yenilmez, A. *Selection of optimal cutting conditions by using GONNS*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 46, no. 1, pages 26-35, 2006.
- [Tapie et al., 2012] Tapie, L., Mawussi, B., et Bernard, A. *Topological model for machining of parts with complex shapes*. Computers in Industry, vol. 63, no. 5, pages 528-541, 2012.
- [Taylor, 1907] Taylor, F. W. *On the art of cutting metals*, 1907.
- [Terrier et al., 2004] Terrier, M., Dugas, A., et Hascoët, J. Y. *Qualification of parallel kinematics machines in high-speed milling on free form surfaces*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 44, no. 7, pages 865-877, 2004.
- [Tobias et Fishwick, 1958] Tobias, S. A., et Fishwick, W. *Theory of regenerative machine tool chatter*. The engineer, vol. 205, no. 7, pages 199-203, 1958.
- [Toenshoff et Denkena, 2013] Toenshoff, H. K., et Denkena, B. *Basics of Cutting and Abrasive Processes*, 2013.
- [Totten et al., 2002] Totten, G. E., Howes, M., et Inoue, T. *Handbook of residual stress and deformation of steel*, 2002.
- [Trappey et Liu, 1990] Trappey, J. C., et Liu, C. R. *A literature survey of fixture-design automation*. The International Journal of Advanced Manufacturing Technology, vol. 5, no. 3, pages 240-255, 1990.
- [Tsang, 1989] Tsang, J. P. *PROPEL: An expert system for generating process plans 1989*. In *SIGMAN Workshop on Manufacturing Planning*, 1989.

- [Vallapuzha et al., 2002] Vallapuzha, S., Meter, E. C. De, et Choudhuri, S. *An investigation of the effectiveness of fixture layout optimization methods*. International Journal, vol. 42, no. 2, pages 251-263, 2002.
- [Vandenbrande et Requicha, 1993] Vandenbrande, J. H., et Requicha, A. A. G. *Spatial reasoning for the automatic recognition of machinable features in solid models*. IEEE Transactions on Pattern Analysis and Machine Intelligence, vol. 15, no. 12, pages 1269-1285, 1993.
- [Vasundara et al., 2012] Vasundara, M., Padmanaban, K. P., Sabareeswaran, M., et RajGanesh, M. *Machining Fixture Layout Design for Milling Operation Using FEA, ANN and RSM*. Procedia Engineering, vol. 38 pages 1693-1703, 2012.
- [Wagner et al., 2012] Wagner, V., Vissio, A., Chanal, H., et Duc, E. *Etude de la relation entre les conditions de coupe et la morphologie des copeaux en fraisage de l'aluminium 2050*, 2012.
- [Wan et Zhang, 2013] Wan, X. J., et Zhang, Y. *A novel approach to fixture layout optimization on maximizing dynamic machinability*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 70 pages 32-44, 2013.
- [Wang, H. et al., 2010] Wang, H., Rong, Y., Li, H., et Shaun, P. *Computer aided fixture design: Recent research and trends*. CAD Computer Aided Design, vol. 42, no. 12, pages 1085-1094, 2010.
- [Wang, Z. et al., 2005] Wang, Z., Chen, W., Zhang, Y., Chen, Z., et Liu, Q. *Study on the Machining Distortion of Thin-walled Part Caused by Redistribution of Residual Stress*. Chinese Journal of Aeronautics, vol. 18, no. 2, pages 175-179, 2005.
- [Wang, Z. G. et al., 2005] Wang, Z. G., Rahman, M., Wong, Y. S., et Sun, J. *Optimization of multi-pass milling using parallel genetic algorithm and parallel genetic simulated annealing*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 45, no. 15, pages 1726-1734, 2005.
- [Wehbe, 2010] Wehbe, T. *Étude Des Vibrations De Pièce Mince Durant L'Usinage Par Stéréo Corrélation D'Images*. Thèse de doctorat, Université de Toulouse, INP, 2010.
- [Williams et Starke, 2003] Williams, J. C., et Starke, E. A. *Progress in structural materials for aerospace systems*. Acta Materialia, vol. 51, no. 19, pages 5775-5799, 2003.
- [Withers et Bhadeshia, 2001] Withers, P. J. J., et Bhadeshia, H. K. D. H. K. D. H. *Residual stress Part 1 – Measurement techniques*. Materials Science and Technology, vol. 17, no. 4, pages 355-365, 2001.
- [Woo et al., 2005] Woo, Y., Wang, E., Kim, Y. S., et Rho, H. M. *A Hybrid Feature Recognizer for Machining Process Planning Systems*. CIRP Annals - Manufacturing Technology, vol. 54, no. 1, pages 397-400, 2005.
- [Wu et Liu, 1996] Wu, M. C., et Liu, C. R. *Analysis on machined feature recognition techniques based on B-rep*. CAD Computer Aided Design, vol. 28, no. 8, pages 603-616, 1996.

- [Xu et Li, 2009] Xu, H., et Li, D. *Modeling of process parameter selection with mathematical logic for process planning*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 25, no. 3, pages 529-535, 2009.
- [Yan et al., 1999] Yan, X., Shirase, K., Hirao, M., et Yasui, T. *NC program evaluator for higher machining productivity*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 39, no. 10, pages 1563-1573, 1999.
- [Yao et al., 2003] Yao, Z., Gupta, S. K., et Nau, D. S. *Algorithms for selecting cutters in multi-part milling problems*. CAD Computer Aided Design, vol. 35, no. 9, pages 825-839, 2003.
- [Zarei et al., 2009] Zarei, O., Fesanghary, M., Farshi, B., Saffar, R. J., et Razfar, M. R. *Optimization of multi-pass face-milling via harmony search algorithm*. Journal of Materials Processing Technology, vol. 209, no. 5, pages 2386-2392, 2009.
- [Zeng et al., 2012] Zeng, S., Wan, X., Li, W., Yin, Z., et Xiong, Y. *A novel approach to fixture design on suppressing machining vibration of flexible workpiece*. International Journal of Machine Tools and Manufacture, vol. 58 pages 29-43, 2012.
- [Zheng et Chew, 2010] Zheng, Y., et Chew, C.-M. *A geometric approach to automated fixture layout design*. Computer-Aided Design, vol. 42, no. 3, pages 202-212, 2010.
- [Zhou, X. et al., 2007] Zhou, X., Qiu, Y., Hua, G., Wang, H., et Ruan, X. *A feasible approach to the integration of CAD and CAPP*. CAD Computer Aided Design, vol. 39, no. 4, pages 324-338, 2007.
- [Zhou, Y. et al., 2011] Zhou, Y., Li, Y., et Wang, W. *A feature-based fixture design methodology for the manufacturing of aircraft structural parts*. Robotics and Computer-Integrated Manufacturing, vol. 27, no. 6, pages 986-993, 2011.
- [Zirmi, 2006] Zirmi, O. *Analyse de fabricabilité en conception de gammes d'usinage pour l'aéronautique*. Thèse de doctorat, Institut National Polytechnique de Grenoble, 2006.

Qualification multi-critères des gammes d'usinage :

Application aux pièces de structure aéronautique en alliage Airware®

Résumé

L'optimisation des gammes d'usinage n'est pas aisée, car elle souffre de deux lacunes importantes. La première est axée sur l'adaptabilité des gammes existantes aux moyens actuels de production et à leurs évolutions au fil des années pour répondre aux évolutions technologiques. Le second point concerne, l'absence de prise en compte du comportement mécanique de la pièce durant l'usinage dans l'élaboration de la gamme. Ces travaux de thèse abordent ces problématiques dans le cadre du projet FUI OFELIA. Ils étudient, dans un premier temps l'influence de la gamme d'usinage sur la déformation de la pièce. L'objectif est de pouvoir prédire le comportement mécanique de la pièce pour identifier les gammes minimisant les déformations. Le second point s'intéresse à l'évaluation multicritères des gammes de fabrication. Les critères retenus prennent en compte la déformation de la pièce, la productivité à travers une estimation rapide des temps d'usinage et la recyclabilité des copeaux obtenus lors de l'usinage. D'autre part, nous proposons un modèle géométrique des états intermédiaires de la pièce durant l'usinage pour à la fois évaluer les gammes de fabrication et conduire les calculs de simulation de la déformation de la pièce durant l'usinage.

Mots clés : Fabrication Assistée par Ordinateur, Usinage Grande Vitesse, Contraintes résiduelles, Déformation induite lors de l'usinage, Estimation du temps d'usinage, Aluminium-Lithium

Multi-criteria qualification of machining sequence :

Application to aerospace structural parts made from Airware® alloy

Abstract

The optimization of machining sequences is not easy because it suffers from two major shortcomings. The first focuses on the adaptability of existing ranges to current production facilities and their evolution over the years to respond to technological developments. The second point concerns the lack of consideration in the mechanical behavior of the part during the development of machining sequence. This thesis addresses these in relation to the FUI OFELIA project. At first, they study the influence of the machining parameters on the deformation of the workpiece. The aim is to predict the mechanical behavior of the part to identify recommendations with minimal distortion. The second issue deals with multi-criteria evaluation of manufacturing ranges. The criteria take into account are the deformation of the workpiece, productivity through a quick estimate of machining time and recyclability of chips produced during machining. On the other hand, we propose a geometric model of the intermediate states of the workpiece during machining in order to both assess the manufacturing recommendations and to drive the simulation calculations of the deformation of the workpiece during machining.

Keywords : Computer Aided Manufacturing, High Speed Machining, Residual stresses, Distortions during machining sequence, Estimate of machining time, Aluminium-Lithium